

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial

**Estudo das Propriedades de Fractura em Modo II e em Modo III da
Madeira de *Pinus pinaster* Ait.**

Manuel António Lima da Silva

Licenciado em Engenharia Mecânica
pela Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

Dissertação submetida para satisfação parcial dos
requisitos do grau de mestre
em
Engenharia Mecânica
(Área de especialização de Construções Mecânicas)

Dissertação realizada sob a supervisão de
Doutor Marcelo Francisco de Sousa Ferreira de Moura (Orientador),
do Departamento de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial
da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Doutor José Joaquim Lopes Morais (Co-orientador),
do Departamento de Engenharias
da Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro

Porto, Setembro de 2006

**Estudo das Propriedades de Fractura em Modo II e em Modo III da
Madeira de *Pinus pinaster* Ait.**

Esta dissertação enquadra-se no âmbito do projecto de investigação intitulado “Projecto de juntas coladas em madeira”, financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia do Ministério da Ciência e Tecnologia de Portugal (POCTI/EME/45573/2002).

À Raquel

Cântico Negro

"Vem por aqui" - dizem-me alguns com os olhos doces

Estendendo-me os braços, e seguros

De que seria bom que eu os ouvisse

Quando me dizem: "vem por aqui!"

Eu olho-os com olhos lassos,

(Há, nos olhos meus, ironias e cansaços)

E cruzo os braços,

E nunca vou por ali...

A minha glória é esta:

Criar desumanidade!

Não acompanhar ninguém.

- Que eu vivo com o mesmo sem-vontade

Com que rasguei o ventre à minha mãe

Não, não vou por aí! Só vou por onde

Me levam meus próprios passos...

Se ao que busco saber nenhum de vós responde

Por que me repetis: "vem por aqui!"?

Prefiro escorregar nos becos lamacentos,

Redemoinhar aos ventos,

Como farrapos, arrastar os pés sangrentos,

A ir por aí...

Se vim ao mundo, foi

Só para desflorar florestas virgens,

E desenhar meus próprios pés na areia

inexplorada!

O mais que faço não vale nada.

Como, pois sereis vós

Que me dareis impulsos, ferramentas e coragem

Para eu derrubar os meus obstáculos?...

Corre, nas vossas veias, sangue velho dos avós,

E vós amais o que é fácil!

Eu amo o Longe e a Miragem,

Amo os abismos, as torrentes, os desertos...

Ide! Tendes estradas,

Tendes jardins, tendes canteiros,

Tendes pátria, tendes tectos,

E tendes regras, e tratados, e filósofos, e sábios...

Eu tenho a minha Loucura !

Levanto-a, como um facho, a arder na noite escura,

E sinto espuma, e sangue, e cânticos nos lábios...

Deus e o Diabo é que guiam, mais ninguém.

Todos tiveram pai, todos tiveram mãe;

Mas eu, que nunca principio nem acabo,

Nasci do amor que há entre Deus e o Diabo.

Ah, que ninguém me dê piedosas intenções!

Ninguém me peça definições!

Ninguém me diga: "vem por aqui!"

A minha vida é um vendaval que se soltou.

É uma onda que se alevantou.

É um átomo a mais que se animou...

Não sei por onde vou,

Não sei para onde vou

- Sei que não vou por aí!

de José Régio, 1925

Agradecimentos

Os meus agradecimentos vão em primeiro lugar para os meus orientadores, *Professores Marcelo Moura e José Morais*, pelos conselhos e ensinamentos transmitidos ao longo desta Dissertação.

Gostaria de agradecer aos meus *pais* pelo carinho, apoio e confiança proporcionados ao longo da minha vida.

Aos meus padrinhos, *Luciana e José* que sempre tiveram muito orgulho em mim.

À *Raquel*, o meu ponto de equilíbrio, que sempre acreditou em mim, pelo carinho, pelo apoio, pela força, pela paciência, pela amizade e sobretudo pelo Amor demonstrados ao longo destes anos.

A todos que directa ou indirectamente estiveram envolvidos neste trabalho, em especial ao *Cristóvão Santos, Armindo Teixeira, Hélder Pereira, Luís Teixeira, Nelson Pinto, José Caetano, Rui Alves, Nuno Dourado, Prof. José Reina, Prof. José Lousada, Prof. António Magalhães, Prof. Balacó de Morais, Prof. José Chousal e Prof. José Marafona*, os meus sinceros agradecimentos por todo o apoio e colaboração.

Agradeço às instituições FEUP e UTAD, pelos meios que me proporcionaram para a realização deste trabalho.

Resumo

Este trabalho é parte integrante de um projecto de investigação (POCTI/EME/45573/2002) financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia, intitulado “*Projecto de juntas coladas em madeira*”, tendo como objectivo central a determinação das propriedades de fractura em modo II e em modo III da espécie de madeira *Pinus pinaster*. Neste estudo as propriedades de fractura foram determinadas para o sistema de propagação de fendas RL, uma vez que do ponto de vista das aplicações estruturais este é o sistema mais importante.

A caracterização à fractura em modo II da madeira foi realizada a partir dos ensaios *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF). Por outro lado, a determinação das propriedades de fractura em modo III foi efectuada através dos ensaios *Four Point End Notched Flexure* (4ENF_{III}) e *Edge Crack Torsion* (ECT).

Os referidos ensaios de fractura, para a caracterização do comportamento à fractura em modo II e em modo III, foram simulados pelo método dos elementos finitos. As análises numéricas foram elaboradas recorrendo ao *software* ABAQUS® e a elementos finitos de interface contendo um modelo de dano progressivo baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura. Em termos experimentais, o trabalho efectuado limitou-se à caracterização do comportamento à fractura em modo II, recorrendo aos ensaios ENF, ELS e 4ENF. Os resultados obtidos, aliados aos resultados das simulações numéricas destes ensaios, permitiram validar novas metodologias de tratamento de resultados que levam em conta a variabilidade das propriedades mecânicas da madeira (propriedades elásticas e tensões de rotura) e a dificuldade de medição directa do comprimento da fenda durante a propagação.

Abstract

This work is included in the research project (POCTI/EME/45573/2002) supported by the Portuguese Foundation for Science and Technology, entitled “*Design of wood bonded joints*”. Its main objective is the measurement of the mode II and the mode III fracture properties of a clear *Pinus pinaster* wood. In this study the fracture properties had been achieved for the RL crack propagation system, which can be considered as the most important in the design of structures.

The mode II wood fracture characterization was carried from the *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) and *Four Point End Notched Flexure* (4ENF) tests. On the other hand, the mode III fracture properties were achieved from the *Four Point End Notched Flexure* (4ENF_{III}) and *Edge Crack Torsion* (ECT) specimens.

The referred fracture tests, for mode II and mode III fracture behaviour characterization, were simulated using ABAQUS[®] software and interface finite elements including a progressive damage model based on the indirect use of the Fracture Mechanics. The experimental work was limited to the characterization of the mode II fracture behaviour, using the ENF, ELS and 4ENF tests. The experimental and numerical results of mode II fracture characterization allowed validating new data reduction schemes. These methods have in account the wood mechanical properties (elastic properties and fracture stresses) and the difficulty of crack length measurement during propagation.

Índice

Agradecimentos	xi
Resumo	xiii
Abstract	xv
Índice	xvii
Índice de Figuras	xxi
Índice de Tabelas	xxix
Prefácio	xxxix
1. Introdução	1
1.1. Generalidades	1
1.2. Estrutura e composição da madeira	4
1.3. Estrutura das espécies resinosas	8
1.3.1. Estrutura macroscópica	8
1.3.2. Estrutura ao nível microscópico	10
1.3.3. Ultra-estrutura da parede celular	11
1.4. Conclusões	12
2. Conceitos de mecânica da fractura	13
2.1. Introdução	13
2.2. Mecânica da fractura linear elástica: abordagem energética	14
2.3. Mecânica da fractura não linear	19
2.4. Modelo de dano coesivo baseado em elementos finitos de interface	20
2.5. Conclusões	25

3. Comportamento à fractura da madeira: revisão bibliográfica	27
3.1. Introdução	27
3.2. Propagação de fendas em modo I	28
3.2.1. Análise experimental	28
3.2.2. Análise por elementos finitos	45
3.3. Propagação de fendas em modo II	50
3.3.1. Análise experimental	50
3.3.2. Análise por elementos finitos	58
3.4. Propagação de fendas em modo III	61
3.4.1. Análise experimental	61
3.4.2. Análise por elementos finitos	67
3.5. Conclusões	70
4. Análise por elementos finitos de ensaios de caracterização à fractura da madeira em modo II	73
4.1. Introdução	73
4.2. Ensaio <i>End Notched Flexure</i> (ENF)	74
4.2.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda	75
4.2.2. Métodos de tratamento de resultados	78
4.2.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)	78
4.2.2.2. Teoria das vigas corrigida (TVC)	79
4.2.2.3. Método de calibração da flexibilidade baseado na teoria de vigas (MCFTV)	80
4.2.3. Validação de um modelo 2D de elementos finitos	82
4.2.4. Validação analítica do modelo numérico 2D	84
4.2.5. Identificação de G_{IIc}	87
4.2.6. Influência da resistência ao corte	94
4.2.7. Influência do atrito	96
4.3. Provete <i>End Loaded Split</i> (ELS)	98
4.3.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda	98
4.3.2. Metodologias de tratamento de resultados	100
4.3.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)	100
4.3.2.2. Teoria das vigas corrigida (TVC)	100
4.3.2.3. Método de calibração da flexibilidade baseado na teoria de vigas (MCFTV)	101
4.3.3. Validação de um modelo 2D de elementos finitos	103
4.3.4. Identificação de G_{IIc}	105
4.3.5. Estudo da influência do atrito e da resistência de corte	109
4.4. Provete <i>Four Point End Notched Flexure</i> (4ENF)	111
4.4.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda	112
4.4.2. Métodos de tratamento de resultados	114
4.4.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)	114
4.4.2.2. Método baseado na teoria de vigas (MTV)	114
4.4.3. Identificação de G_{IIc}	118
4.4.4. Influência da resistência ao corte	120
4.4.5. Influência do atrito	121
4.5. Conclusões	123

5. Análise por elementos finitos de ensaios de caracterização à fractura da madeira em modo III	125
5.1. Introdução	125
5.2. Ensaio <i>Four Point End Notched Flexure</i> (4ENF)	125
5.2.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda	126
5.3. Ensaio <i>Edge Crack Torsion</i> (ECT)	130
5.3.1. Método de tratamento de resultados	132
5.3.1.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)	132
5.3.1.2. Método baseado na teoria das placas (MTP)	133
5.4. Identificação de G_{IIc}	135
5.5. Conclusões	139
 6. Ensaios experimentais de fractura	 141
6.1. Introdução	141
6.2. Procedimento experimental: aspectos gerais	142
6.3. Comportamento à fractura em modo II: ensaio ENF	144
6.3.1. Procedimento experimental	144
6.3.2. Resultados experimentais	146
6.3.3. Fractografia por microscopia electrónica de varrimento	151
6.3.4. Comparação entre resultados experimentais e numéricos	153
6.4. Comportamento à fractura em modo II: ensaio ELS	156
6.4.1. Procedimento experimental	156
6.4.2. Determinação experimental das propriedades de fractura em modo II	159
6.4.3. Fractografia por microscopia electrónica de varrimento	163
6.4.4. Comparação entre resultados experimentais e numéricos	164
6.5. Comportamento à fractura em modo II: ensaio 4ENF	167
6.5.1. Procedimento experimental	167
6.5.2. Apresentação dos resultados dos ensaios mecânicos	169
6.5.3. Comparação entre os resultados experimentais e numéricos	173
6.6. Conclusões	175
 7. Conclusões e trabalho futuro	 177
 Apêndice A – Desenhos técnicos do dispositivo de ensaio ECT	 181
 Apêndice B – Desenhos técnicos do dispositivo de ensaio ELS	 201
 Referências	 209

Índice de figuras

Figura 1.1. Sognefjord Church, Noruega.	2
Figura 1.2. Templo de Todaiji, Japão.	2
Figura 1.3. Ponte Leonardo Bridge – Aas, Noruega.	3
Figura 1.4. Complexo habitacional – Alborg, Dinamarca.	3
Figura 1.5. Olympic Hall “Viking Ship”-Lillehammer, Noruega.	3
Figura 1.6. Pavilhão Atlântico – Lisboa, Portugal.	3
Figura 1.7. Pohjala Stadium – Vantaa, Finlândia.	3
Figura 1.8. Rollercoaster – Soltau, Alemanha.	3
Figura 1.9. Hierarquização da estrutura anatómica da madeira.	5
Figura 1.10. Direcções principais de simetria da madeira.	5
Figura 1.11. Estrutura do lenho de uma resinosa.	7
Figura 1.12. Estrutura do lenho de uma folhosa.	7
Figura 1.13. De acordo com a disposição dos vasos nos anéis de crescimento das folhosas, estas classificam-se como: de porosidade em anel (white ash, <i>Fraxinus americana</i>) (a) e de porosidade difusa (yellow birch, <i>Bétula alleghaniensis</i>) (b).	8
Figura 1.14. Secção transversal do tronco de uma árvore da espécie resinosa, onde: A: Câmbio; B: Casca interior; C: Casca Exterior; D: Lenho activo; E: Lenho inactivo; F: Medula; G: Raios.	9
Figura 1.15. Distinção entre o lenho final e inicial na madeira de <i>Pinus pinaster</i> Ait.	9
Figura 1.16. Aspecto microscópico do lenho de uma resinosa na secção radial.	10
Figura 1.17. Modelo esquemático da parede celular.	11
Figura 2.1. Sólido elástico com uma fenda.	14
Figura 2.2. Placa com fenda, sujeita a uma solicitação uniaxial.	16
Figura 2.3. Corpo linear elástico, contínuo e homogéneo, traccionado perpendicularmente a uma fenda de comprimento $2a$.	18
Figura 2.4. Modos de carregamento.	18

Figura 2.5. Configuração do modelo de Dugdale.	20
Figura 2.6. Configuração do modelo de Barenblatt.	20
Figura 2.7. Elemento finito de interface para problemas tridimensionais.	21
Figura 2.8. Relação tensão/deslocamento relativo para modos puros.	23
Figura 2.9. Relação tensão/deslocamento relativo para modos mistos.	24
Figura 3.1. Sistemas de propagação de fendas para a madeira.	28
Figura 3.2. Dispositivo experimental de ensaio, utilizado por King <i>et al.</i> (1999), para a determinação das propriedades de fractura em modo I.	29
Figura 3.3. Curva $P-\delta$ obtida por King <i>et al.</i> (1999) para o sistema de propagação de fenda LT e para os casos de provetes em madeira seca (a) e em madeira verde (b).	30
Figura 3.4. Dimensões utilizadas para o provete TDCB.	31
Figura 3.5. Dispositivo de ensaio para o provete TDCB.	31
Figura 3.6. Desenvolvimento de ponte de fibras durante o processo de propagação de fenda.	32
Figura 3.7. Curva $K_{Ic} = f(C)$ para as espécies de madeira <i>Picea abies</i> e <i>Beech</i> .	33
Figura 3.8. Curva $G_{Ic} = f(C)$ para as espécies de madeira <i>Picea abies</i> e <i>Beech</i> .	33
Figura 3.9. Superfície de fractura típica de um provete de madeira Epícea, e a uma temperatura de 20°C.	33
Figura 3.10. Superfície de fractura típica de um provete de madeira Epícea, e a uma temperatura de 80°C.	33
Figura 3.11. Dimensões utilizadas por Reiterer <i>et al.</i> (2002) para o provete WS.	34
Figura 3.12. Comportamento das curvas $P-\delta$ considerando diferentes índices de humidade.	34
Figura 3.13. Comportamento de K_{Ic} em função do índice de humidade.	35
Figura 3.14. Comportamento de G_{Ic} em função do índice de humidade.	35
Figura 3.15. Geometria usada por Morel <i>et al.</i> (2002) para o provete TDCB.	36
Figura 3.16. Método para a determinação da taxa de libertação de energia elástica $G_R = A / (\delta a B)$ utilizado por Morel <i>et al.</i> (2002).	36
Figura 3.17. Comportamento das curvas de resistência material para a menor (a) e maior (b) dimensão B utilizada e para a espécie de madeira <i>Pinus Pinaster</i> Ait.	37
Figura 3.18. Influência da coordenada B no valor de G_{Rc} verificada para as espécies de madeira <i>Pinus Pinaster</i> Ait (a) e <i>Picea Abies</i> (b).	37
Figura 3.19. Ciclos de carga-descarga. As linhas rectas correspondem ao inverso da flexibilidade inicial (C_0) de cada ciclo.	38
Figura 3.20. Partes constituintes do provete SEN-TPB antes da operação de colagem ($h=70$ mm e $b=40$ mm).	39
Figura 3.21. Dispositivo utilizado por Dourado <i>et al.</i> (2005) para a realização dos ensaios de fractura em modo I. Neste dispositivo o valor de h é igual a 70 mm.	39

Figura 3.22. Curva $P-\delta$ típica, obtida a partir de um ensaio de flexão em três pontos, do material <i>Pinus pinaster</i> Ait., recorrendo a provetes SEN-TPB.	40
Figura 3.23. Curvas- R obtidas para o provete SEN-TPB de <i>Pinus pinaster</i> .	40
Figura 3.24. Provete <i>Double Cantilever Beam</i> (DCB) utilizado por Ribeiro <i>et al.</i> (2006a).	41
Figura 3.25. Set-up utilizado por Ribeiro <i>et al.</i> (2006a), para a determinação das propriedades de fractura em modo I da espécie de madeira <i>Pinus pinaster</i> Ait.	41
Figura 3.26. Comportamento das curvas $P-\delta$ experimentais obtidas por Ribeiro <i>et al.</i> (2006a).	42
Figura 3.27. Variação da taxa crítica de libertação de energia com o comprimento da fenda.	42
Figura 3.28. Variação do módulo de elasticidade com o comprimento da fenda.	43
Figura 3.29. Configuração utilizada por Yoshihara <i>et al.</i> (2006), para o provete DCB.	43
Figura 3.30. Comparação entre o valor de G_{Ic} obtido, por Yoshihara <i>et al.</i> (2006), recorrendo a diferentes metodologias de tratamento de resultados e considerando diferentes valores de a_0 .	44
Figura 3.31. Geometria e dimensões utilizadas para o provete TDCB.	45
Figura 3.32. Modelo de elementos finitos utilizado para o provete TDCB.	46
Figura 3.33. Comparação entre os resultados experimentais (curvas de espessura fina) e os resultados numérico (curva de espessura grossa) efectuadas por Coureau <i>et al.</i> (2005).	46
Figura 3.34. Distribuição das tensões obtida, por Coureau <i>et al.</i> (2005), para diferentes comprimentos de fenda.	46
Figura 3.35. Modelo de amaciamento das tensões utilizado por Stanzl-Tschegg <i>et al.</i> (1995).	47
Figura 3.36. Modelo de elementos finitos utilizado por Dourado <i>et al.</i> (2005).	47
Figura 3.37. Comportamento típico da curva $P-\delta$, obtido por ensaios experimentais e pelo método inverso, usando o provete SEN-TPB.	48
Figura 3.38. Comportamento típico da curva R , obtido por ensaios experimentais e pelo método inverso, usando o provete SEN-TPB.	48
Figura 3.39. Modelo de elementos finitos do ensaio DCB, utilizado por Ribeiro <i>et al.</i> (2006b).	49
Figura 3.40. Evolução da taxa crítica de libertação de energia em função do comprimento de fenda.	49
Figura 3.41. Variação do módulo de elasticidade em função do comprimento de fenda.	49
Figura 3.42. Geometria do provete ENF utilizada por Yoshihara <i>et al.</i> (2000).	50
Figura 3.43. Esquematização de um ensaio de modo II.	52
Figura 3.44. Determinação de $G_{II(ini)}$ recorrendo à equação 3.1 (a) e à equação 3.3 (b).	53

Figura 3.45. Determinação de G_{IIc} considerando $a_0/L = 0,7$ (a) e $0,8$ (b). Nesta figura os círculos não preenchidos correspondem à aplicação da equação (3.1) e os círculos a cheio dizem respeito à aplicação da equação (3.3).	53
Figura 3.46. Curva $P-\delta$ obtida por Yoshihara (2001), para a relação $2L/2h=14$.	54
Figura 3.47. Relação entre $G_{II(ini)}$ e $2L/2h$, recorrendo à equação 3.8 (a) e à equação 3.9 (b), determinada por Yoshihara (2001).	55
Figura 3.48. Configuração inicial proposta por Yoshihara (2004) para o provete 4ENF. Dimensões utilizadas: $L=200$ mm; $2H=15$ mm; $W=15$ mm; $a_0=125$ mm e $2L_1=450$ mm.	55
Figura 3.49. Configuração em I da secção do provete 4ENF. Onde $W=15$ mm; $b=3$ mm; $B=6$ mm, $H=7,5$ mm; $t=0,75$ mm e $T=6,75$ mm.	56
Figura 3.50. Comparação do comportamento das curvas R , obtidas a partir da aplicação do MCFE, MTV e do MCF.	58
Figura 3.51. Geometria do provete ENF utilizada por Silva <i>et al.</i> (2004).	59
Figura 3.52. Modelo de elementos finitos 2D, elaborado por Silva <i>et al.</i> (2004), para estudar a adequabilidade do provete ENF na determinação das propriedades de fractura em modo II.	60
Figura 3.53. Comportamento da curva $P-\delta$ obtido Silva <i>et al.</i> (2004).	60
Figura 3.54. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtido Silva <i>et al.</i> (2004).	60
Figura 3.55. Dispositivo de ensaio experimental utilizado por Ehart <i>et al.</i> (1999). Direcção vertical: sollicitação axial (modo I), direcção horizontal: sollicitação de torção (modo III).	62
Figura 3.56. Geometria e dimensões dos provetes CT utilizados por Ehart <i>et al.</i> (1999) para a determinação das propriedades de fractura em modo III.	62
Figura 3.57. Geometria e dimensões dos provetes de ensaio utilizados por Ehart <i>et al.</i> (1999), para a determinação das propriedades de fractura em modo III.	63
Figura 3.58. Configuração geométrica e dimensões do provete 4ENF _{III} proposta Yoshihara (2006) onde $L_1=220$ mm, $L=200$ mm, $l=100$ mm e $a_0=125$ mm.	64
Figura 3.59. Alteração geométrica para o provete 4ENF proposta Yoshihara (2006), para a determinação das propriedades de fractura em modo III da madeira.	64
Figura 3.60. Comparação do comportamento das curvas R , obtidas a partir da aplicação do MCFE, MTV e do MCF.	66
Figura 3.61. Geometria utilizada por Silva <i>et al.</i> (2005), para o provete <i>Edge Crack Torsion</i> (ECT).	67
Figura 3.62. Malha de elementos finitos utilizada por Silva <i>et al.</i> (2005), para o provete <i>Edge Crack Torsion</i> (ECT).	68
Figura 3.63. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda obtida por Silva <i>et al.</i> (2005), para o provete <i>Edge Crack Torsion</i> (ECT).	69
Figura 3.64. Modelo de elementos finitos utilizado por Yoshihara (2006).	69
Figura 3.65. Perfis de distribuição das taxas de libertação de energia em modo I, modo II e modo III na frente de fenda.	70

Figura 4.1. Geometria do provete ENF.	74
Figura 4.2 Modelo de elementos finitos 3D, utilizado para o provete ENF.	76
Figura 4.3. Esquema de localização dos nós locais, utilizado para aplicação do método VCCT.	77
Figura 4.4. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_I) na frente da fenda.	77
Figura 4.5. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_{II}) na frente da fenda.	78
Figura 4.6. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_{III}) na frente da fenda.	78
Figura 4.7. Malha de elementos finitos (2D) utilizada para o provete ENF.	83
Figura 4.8. Comportamentos das curvas $G_{IIc}=f(a)$, obtidas a partir das análises 2D e 3D.	83
Figura 4.9. Comportamento da curvas $P-\delta$ considerando modelos numéricos 2D e 3D.	84
Figura 4.10. Diagrama de corpo livre do provete ENF.	85
Figura 4.11. Comparação entre as curvas $P-\delta$ analítica e numérica.	86
Figura 4.12. Evolução da ZPF e do comprimento de fenda a em função do deslocamento δ aplicado, para o sistema de propagação de fenda RL.	87
Figura 4.13. Comportamento da curva $P-\delta$, obtido no ensaio ENF.	87
Figura 4.14. Comportamento da curva $P-a$, obtido no ensaio ENF.	88
Figura 4.15. Relação entre flexibilidade-comprimento de fenda ($C = f(a)$), obtida para o ensaio ENF.	88
Figura 4.16. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo ao Método de Calibração da Flexibilidade (MCF).	88
Figura 4.17. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, obtido para o provete ENF, recorrendo à TVC.	90
Figura 4.18. Evolução da ZPF em função do comprimento de fenda (a).	91
Figura 4.19. Diagrama de evolução da ZPF em função do comprimento de fenda (a).	91
Figura 4.20. Comportamento da curva- R obtida para o provete ENF e contabilizando o efeito do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda.	91
Figura 4.21. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, considerando o valor de a real (sem contabilizar ZPF) e o valor de a_{eq} (com consideração da ZPF).	92
Figura 4.22. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtido recorrendo ao MCFTV.	93
Figura 4.23. Influência de G_{LR} no valor de G_{IIc} .	93
Figura 4.24. Influência da tensão de corte no comportamento da curva $P-\delta$.	95
Figura 4.25. Influência da tensão de corte no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$.	96
Figura 4.26. Tensões compressivas ao longo das faces da fenda verificadas, antes da iniciação da propagação de fenda ($a=a_0$) e para o máximo comprimento de fenda considerado ($a=0,96L_1$).	97

Figura 4.27. Estudo da influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, considerando três valores distintos para o coeficiente de atrito.	97
Figura 4.28. Geometria utilizada neste estudo para o provete ELS.	99
Figura 4.29. Modelo de elementos finitos tridimensional, utilizado para o provete ELS.	99
Figura 4.30. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia em modo II (G_{II}) na frente da fenda e ao longo da largura do provete ELS.	100
Figura 4.31. Malha de elementos finitos utilizada na análise bidimensional para o provete ELS.	104
Figura 4.32. Comportamentos das curvas $G_{IIc}=f(a)$, obtidos nas análises 2D e 3D.	105
Figura 4.33. Comportamentos das curvas $P-\delta$, obtidas a partir das análises por elementos finitos 2D e 3D.	105
Figura 4.34. Comportamento da curva $P-\delta$, para o provete ELS.	106
Figura 4.35. Comportamento da curva $P-a$, para o provete ELS.	106
Figura 4.36. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo ao Método de Calibração da Flexibilidade (MCF).	106
Figura 4.37. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ recorrendo à Teoria das Vigas Corrigida (TVC).	107
Figura 4.38. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ recorrendo à metodologia MCFTV.	108
Figura 4.39. Influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$.	110
Figura 4.40. Comportamento da curva $P-\delta$, para os valores limites da tensão de corte considerados.	110
Figura 4.41. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, para os valores limites da tensão de corte considerados.	110
Figura 4.42. Geometria utilizada para o provete 4ENF.	111
Figura 4.43. Modelo tridimensional de elementos finitos elaborado para o provete 4ENF, com o objectivo de estudar a presença dos modos de fractura espúrios (I e III), na frente da fenda.	113
Figura 4.44. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia em modo II (G_{II}), obtida para o provete 4ENF.	113
Figura 4.45. Diagrama de corpo livre do provete 4ENF.	115
Figura 4.46. Secção de corte do provete 4ENF, onde $W=20$ mm, $B=5$ mm, $b=10$ mm, $2H=15$ mm, $T=6,5$ mm, $2t=2$ mm.	117
Figura 4.47. Comportamento da curva $P-\delta$, obtido no ensaio 4ENF.	119
Figura 4.48. Comportamento da curva $P-a$, obtido no ensaio 4ENF.	119
Figura 4.49. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo aos métodos MCF e MTV.	120
Figura 4.50. Comportamento da curva $P-\delta$, para os valores limites da tensão de corte.	121
Figura 4.51. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ para os valores limites da tensão de corte.	121

Figura 4.52. Tensões compressivas ao longo das faces da fenda do provete 4ENF.	122
Figura 4.53. Influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtida a partir do provete 4ENF.	122
Figura 5.1. Geometria do provete 4ENF _{III} .	126
Figura 5.2. Modelo de elementos finitos 3D elaborado para o provete 4ENF _{III} .	128
Figura 5.3. Perfil de distribuição de G_I na frente da fenda do provete 4ENF _{III} .	129
Figura 5.4. Perfil de distribuição de G_{II} na frente da fenda do provete 4ENF _{III} .	129
Figura 5.5. Perfil de distribuição de G_{III} na frente da fenda do provete 4ENF _{III} .	129
Figura 5.6. Geometria utilizada para o provete ECT.	130
Figura 5.7. Modelo de elementos finitos do provete ECT.	131
Figura 5.8. Perfil de distribuição de G_I na frente de fenda do provete ECT.	132
Figura 5.9. Perfis de distribuição de G_i ($i=II$ e III) na frente de fenda do provete ECT.	132
Figura 5.10. Comportamento das curvas $P-\delta$ considerando diferentes valores de a_0 .	136
Figura 5.11. Relação entre $1/C$ e o quociente a_0/B .	136
Figura 5.12. Distinção entre os valores de $P_{m\acute{a}x}$ e $P_{propag.}$.	137
Figura 5.13. Influência de $P_{m\acute{a}x}$ e $P_{propag.}$ no valor de G_{IIIc} , recorrendo ao MCF.	138
Figura 6.1. Máquina de ensaios universal Instron 1125.	142
Figura 6.2. Sistema óptico de medição do comprimento de fenda	143
Figura 6.3. Microscópio electrónico de varrimento do modelo Philips-FEI Quanta 400.	143
Figura 6.4. Aspecto geral do dispositivo experimental dos ensaios ENF.	144
Figura 6.5. Processo de propagação de fenda, onde o detalhe 1 representa a região da pré-fenda e o detalhe 2, representa uma região de propagação de fenda.	145
Figura 6.6. Conjunto dos provetes ENF.	146
Figura 6.7. Rotura dos braços do provetes ENF provocada pelo desalinhamento do fio.	146
Figura 6.8. Rotura dos braços do provetes ENF provocada por defeitos internos.	147
Figura 6.9. Curvas $P-\delta$ obtidas a partir dos ensaios ENF.	147
Figura 6.10. Curvas- R obtidas a partir dos ensaios ENF.	148
Figura 6.11. Determinação de G_{IIini} a partir da aplicação do critério de NL.	150
Figura 6.12. Variação de G_{IIini} com a massa volúmica.	151
Figura 6.13. Variação de G_{IIc} com a massa volúmica.	151
Figura 6.14. Superfície de factura da fenda inicial (x100).	152
Figura 6.15. Transição entre as superfícies de fractura em modo I e em modo II (x100).	153
Figura 6.16. Superfície de fractura em modo II: (A) Lenho inicial e (B) Lenho final.	153

Figura 6.17. Comparação entre as curvas $P-\delta$ experimental e numérica (provete 10).	154
Figura 6.18. Comparação entre as curvas- R experimental e numérica (provete 10).	154
Figura 6.19. Fabrico dos provetes ELS: (a) provetes ENF após a execução dos ensaios experimentais e (b) a parte do provete ENF que deu origem aos provetes ELS.	157
Figura 6.20. Dispositivo experimental do ensaio ELS.	157
Figura 6.21. Imagem obtida por microscópio que ilustra o processo de propagação de fenda num provete ELS.	158
Figura 6.22. Curvas $P-\delta$ obtidas a partir dos ensaios ELS.	159
Figura 6.23. Curvas- R obtidas a partir dos ensaios ELS.	160
Figura 6.24. Variação de G_{Iini} com a massa volúmica.	162
Figura 6.25. Variação de G_{IIc} com a massa volúmica.	162
Figura 6.26. Superfície de fractura localizada na região da pré-fenda (x80).	163
Figura 6.27. Transição entre as superfícies de fractura em modo I e em modo II (x80).	164
Figura 6.28. Detalhes da superfície de fractura em modo II: (a) lenho final e (b) lenho inicial (x80).	164
Figura 6.29. Comparação entre as curvas $P-\delta$ experimental e numérica (provete 13).	165
Figura 6.30. Comparação entre as curvas- R experimental e numérica (provete 13).	165
Figura 6.31. Dispositivo experimental utilizado para a execução dos ensaios 4ENF.	168
Figura 6.32. Imagem obtida por microscópio sobre o processo de propagação de fenda num provete 4ENF.	168
Figura 6.33. Conjunto de trinta e sete provetes 4ENF ensaiados para a determinação das propriedades de fractura em modo II.	169
Figura 6.34. Rotura dos braços verificada em alguns provetes 4ENF.	169
Figura 6.35. Curvas $P-\delta$ obtidas a partir dos ensaios 4ENF.	170
Figura 6.36. Curvas de resistência obtidas a partir da execução dos ensaios 4ENF.	170
Figura 6.37. Influência da massa volúmica no valor de G_{Iini} .	172
Figura 6.38. Influência da massa volúmica no valor de G_{IIc} .	172
Figura 6.39. Comparação entre o comportamento das curvas $P-\delta$ experimental e numérico (provete 4).	173
Figura 6.40. Comparação entre o comportamento das curvas- R experimental e numérico (provete 4).	173
Figura A.1. Dispositivo de ensaio experimental ECT.	181
Figura B.1. Dispositivo de ensaios ELS	201

Índice de tabelas

Tabela 3.1. Valores de K_{Ic} obtidos por King <i>et al.</i> (1999), para os sistemas de propagação de fenda estudados.	29
Tabela 3.2. Valor de G_{Ic} para as espécies Epícea e Beech, e para os sistemas de propagação RL e TL.	35
Tabela 3.3. Dimensões para os provetes TDCB utilizadas por Morel <i>et al.</i> (2002).	36
Tabela 4.1. Propriedades mecânicas da madeira de <i>Pinus pinaster</i> .	74
Tabela 4.2. Comparação entre os métodos (MCF, TVC, TVC-ZPF e MCFTV) e o valor de referência de G_{IIc} para o sistema de propagação RL.	94
Tabela 4.3. Densidade da espécie de madeira <i>Pinus pinaster</i> Ait.	95
Tabela 4.4. Comparação entre o valor de G_{IIc} obtido pelas metodologias de tratamento de resultados utilizadas (MCF, TVC e MCFTV) e o valor de referência de G_{IIc} previamente introduzido no modelo de dano.	108
Tabela 4.5. Comparação entre as metodologias de tratamento de resultados (MCF e MTV) e o valor de referência de G_{IIc} para o sistema de propagação RL.	120
Tabela 5.1. Resultados numéricos obtidos para o valor de G_{IIIc} , considerando os valores de $P_{propag.}$ e $P_{máx.}$	138
Tabela 5.2. Influência dos valores de $P_{propag.}$ e $P_{máx.}$ no valor de G_{IIIc} obtido recorrendo ao MTV.	139
Tabela 6.1. Resultados obtidos na campanha de ensaios experimentais do provete ENF.	149
Tabela 6.2. Comparação entre resultados experimentais e numéricos obtidos no ensaio ENF.	155
Tabela 6.3. Resumo dos resultados obtidos na campanha de ensaios ELS.	161
Tabela 6.4. Resumo dos resultados experimentais e numéricos obtidos para todos os provetes ELS.	166
Tabela 6.5. Resumo dos resultados experimentais obtidos a partir do provete 4ENF.	171

Tabela 6.6. Resumo dos resultados experimentais e numéricos obtidos para todos os provetes 4ENF ensaiados.	174
Tabela A.1. Correspondência entre o número de referência e a designação da peça.	181

Prefácio

A dissertação de mestrado apresentada foi realizada durante o ano lectivo de 2005/2006 no âmbito do Mestrado em Engenharia Mecânica ramo de Construções Mecânicas, ministrado na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Esta dissertação tem como objectivo principal o estudo das propriedades de fractura, em modo II e em modo III, da madeira de *Pinus pinaster*.

Por questões ambientais, as aplicações estruturais da madeira têm aumentado substancialmente. Assim sendo, para obter estruturas em madeira eficientes e seguras é necessário conhecer profundamente o comportamento à fractura deste material. Neste contexto, é fundamental a determinação das taxas críticas de libertação de energia nos modos de solicitação I, II e III. Contudo, a variabilidade, heterogeneidade e anisotropia da madeira fazem com que o problema da identificação das propriedades seja bastante complexo, estando ainda por resolver.

O estudo de propagação de fendas em modo I na madeira encontra-se num estado de investigação avançado. Presentemente existem vários ensaios propostos com o objectivo de determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo I (G_{Ic}), entre os quais se realçam os ensaios *Double Cantilever Beam* (DCB), *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB), *Single-Edge Notch* (SEN) e *Wedge Splitting* (WS). Dentro destes, salienta-se o ensaio DCB, como o mais promissor para efeitos de normalização.

Em relação à propagação de fendas nos modos II e III constata-se que são relativamente escassos os trabalhos publicados sobre a determinação das propriedades de fractura nestes modos de solicitação. Este facto constituiu a principal motivação para o trabalho que irá ser apresentado ao longo desta dissertação, e que visou, em particular, definir o ensaio, ou os ensaios, mais adequados para a identificação das propriedades de fractura da madeira em

modo II e em modo III. O trabalho efectuado limitou-se ao estudo das propriedades de fractura no sistema de propagação de fenda RL, uma vez que do ponto de vista das aplicações estruturais é o sistema de propagação mais importante.

Uma parte do trabalho efectuado diz respeito à simulação de vários ensaios de caracterização do comportamento à fractura da madeira, em modo II e em modo III. As análises numéricas foram efectuadas recorrendo ao *software* ABAQUS® e a elementos finitos de interface contendo um modelo de dano progressivo baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura. As análises por elementos finitos em modo II foram realizadas para os ensaios *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF). Por outro lado, o trabalho numérico em modo III foi elaborado para os provetes *Edge Crack Torsion* (ECT) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF_{III}). Os estudos numéricos têm como objectivo validar, as geometrias dos provetes e as metodologias de tratamento de resultados, com vista à determinação das taxas críticas de libertação de energia em modo II e em modo III (G_{IIc} e G_{IIIc}).

Outra parte do trabalho efectuado, corresponde à caracterização experimental do comportamento à fractura da madeira de *Pinus pinaster* em modo II, e no sistema de propagação RL. Este trabalho experimental envolveu todos os ensaios estudados numericamente: ENF, ELS e 4ENF.

A presente dissertação está organizada em vários capítulos, cujo conteúdo é apresentado de seguida, de uma forma sintética. No capítulo I apresentam-se algumas aplicações da madeira como material estrutural e é feita uma revisão sumária acerca das características anatómicas e da composição da madeira pertencente ao grupo das resinosas, grupo botânico a que pertence a espécie em estudo (*Pinus pinaster* Ait.). No capítulo II foram abordados alguns conceitos de Mecânica da Fractura, salientando as alterações necessárias a introduzir para que a Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE) possa ser utilizada no caso de materiais com um comportamento *quase-frágil*, como é o caso do material em estudo neste trabalho. O capítulo III é dedicado ao estado da arte sobre o comportamento à fractura da madeira, nomeadamente sobre os métodos experimentais e numéricos utilizados para a determinação das propriedades de fractura nos modos I, II e III. As análises por elementos finitos dos ensaios de caracterização à fractura em modo II e em modo III constituem o objecto dos capítulos IV e V, respectivamente. No capítulo VI irão ser apresentados e analisados os resultados respeitantes aos ensaios experimentais de fractura em modo II. No capítulo VII encontram-se as conclusões obtidas a partir desta dissertação, assim como as possíveis linhas de trabalho futuro. No apêndice A podem ser observados os desenhos

técnicos do dispositivo de ensaio ECT desenvolvidos ao longo desta dissertação, enquanto que no apêndice B se encontram os desenhos técnicos de alguns elementos do dispositivo experimental de ensaio do provete ELS.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

1.1. GENERALIDADES

Nos últimos anos, tem-se assistido a uma crescente utilização da madeira no sector da construção, como material estrutural. O renascimento do interesse nas estruturas de madeira advém essencialmente de três razões. A primeira está relacionada com questões ambientais, uma vez esse material é natural, renovável e transformável à custa de um baixo consumo de energia. A segunda razão prende-se com o desenvolvimento de novas técnicas de classificação da madeira, que permitiram um melhor conhecimento das suas propriedades. A última razão provém do desenvolvimento dos métodos de ligação, que trouxe não só uma maior precisão dimensional, como possibilitou uma maior liberdade nas formas arquitectónicas. Não podemos deixar de acrescentar que a utilização da madeira na construção representa uma forma de valorização dos produtos florestais, constituindo certamente um excelente meio de preservação das florestas.

A durabilidade da madeira na construção pode ser comprovada pelas várias estruturas de madeira que chegaram praticamente intactas aos nossos dias, de que são exemplo várias igrejas na Noruega com mais de 800 anos (Figura 1.1) e o Templo de Todaiji no Japão, que data de 1708 (Figura 1.2). Estas construções provam que a madeira, quando bem utilizada, é um material durável. E se a baixa durabilidade de algumas espécies constituiu no passado um entrave ao seu uso, hoje em dia esse problema é superável pelo recurso a tratamentos de preservação. Recentemente a madeira tem vindo a ser aplicada em várias construções civis e

obras de arte, incluindo pontes (Figura 1.3), habitações (Figura 1.4), pavilhões multiusos (Figuras 1.5 e 1.6), estádios de futebol (Figura 1.7) e parques de diversões (Figura 1.8).



Figura 1.1. Sognefjord Church, Noruega.



Figura 1.2. Templo de Todaiji, Japão.

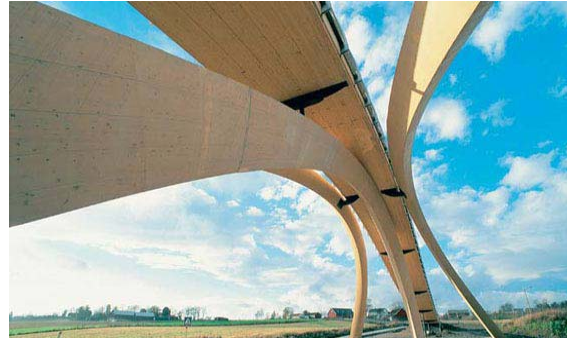
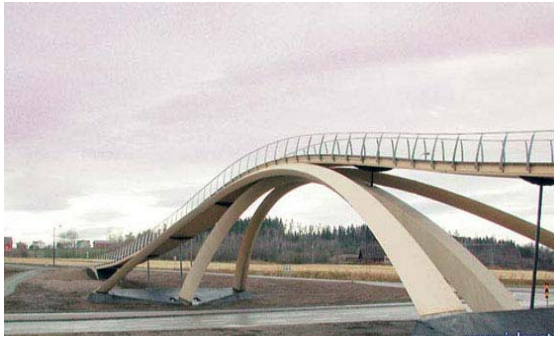


Figura 1.3. Ponte Leonardo Bridge – Aas, Noruega.



Figura 1.4. Complexo habitacional – Alborg, Dinamarca.



Figura 1.5. Olympic Hall “Viking Ship”-
Lillehammer, Noruega.

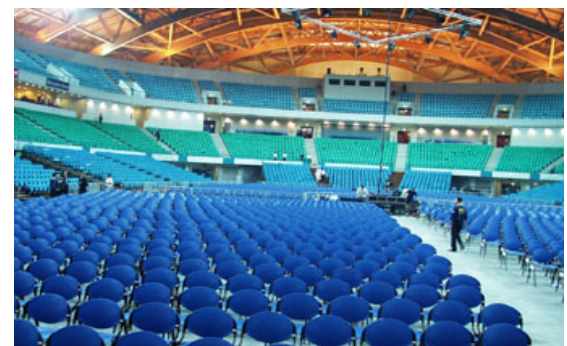


Figura 1.6. Pavilhão Atlântico – Lisboa,
Portugal.

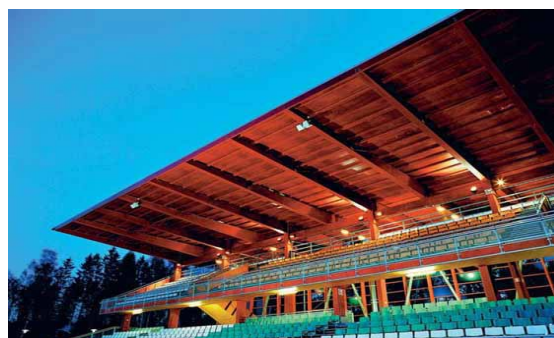


Figura 1.7. Pohjala Stadium – Vantaa,
Finlândia.



Figura 1.8. Rollercoaster – Soltau, Alemanha.

Em Portugal a utilização da madeira como material estrutural não é muito significativa, apesar de se ter vindo a assistir nos últimos anos a um aumento da construção em madeira. A este facto não é alheia a pouca importância dedicada à Mecânica da Madeira e à Mecânica das Estruturas em Madeira nos *curricula* do Ensino Superior em Portugal, bem como a escassa investigação nesses domínios. Este facto, aliado ao valioso recurso natural que este material constitui para o nosso país, incentivou a elaboração desta dissertação sobre o comportamento à fractura da madeira.

1.2. ESTRUTURA E COMPOSIÇÃO DA MADEIRA

De acordo com a taxionomia botânica, as plantas produtoras de madeira pertencem à família de duas classes principais: as Coníferas e as Dicotiledóneas, respectivamente das subdivisões Gimnospérmicas e Angiospérmicas, geralmente denominadas por Resinosas e Folhosas (Kollman *et al.* 1984). As Resinosas e as Folhosas são plantas que diferem sobretudo na estrutura anatómica do tecido lenhoso. De facto, estas espécies de madeira apresentam essencialmente a mesma composição química, sendo os principais constituintes da parede celular a celulose, as hemiceluloses e a lenhina (Dinwoodie, 2000). No entanto existem pequenas diferenças químicas relativamente aos constituintes secundários destas espécies, como é o caso dos extractáveis. Os extractáveis são constituintes da madeira e incluem taninos, óleos, resinas e compostos aromáticos, entre outros constituintes.

A madeira é um material com uma estrutura anatómica hierarquizada e orientada. Quer isto dizer que a estrutura anatómica está organizada em diferentes escalas ou níveis, desde a macro-escala até à escala da ultra-estrutura da parede celular (Figura 1.9). Esta organização hierárquica é responsável pela variabilidade do comportamento mecânico da madeira, assim como pela sua anisotropia. Quanto a este aspecto, à escala macroscópica característica das aplicações estruturais, a madeira é considerada como um material ortotrópico, que em cada ponto admite três direcções de simetria material (Figura 1.10).

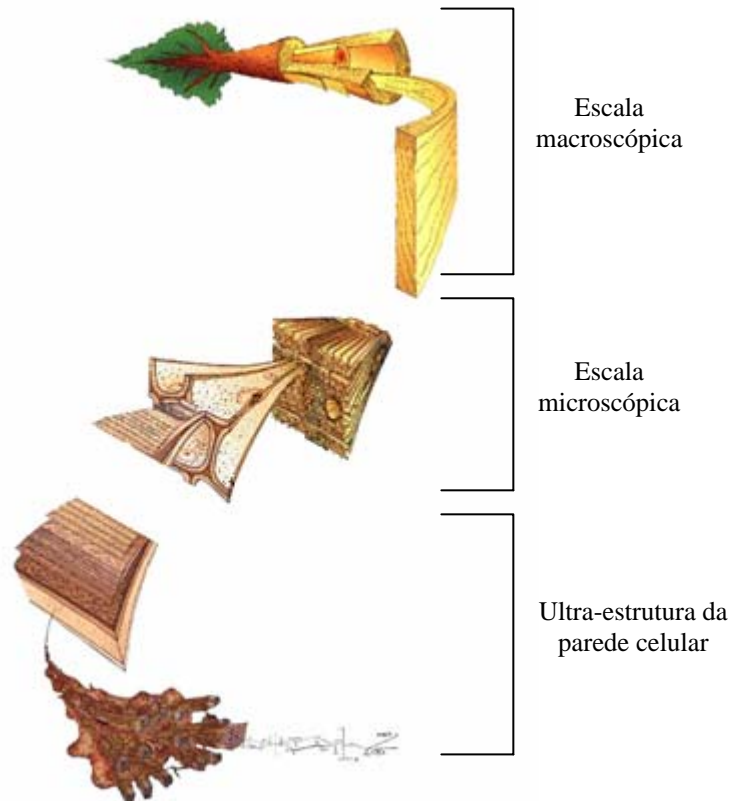


Figura 1.9. Hierarquização da estrutura anatômica da madeira (www.botany.hawaii.edu).

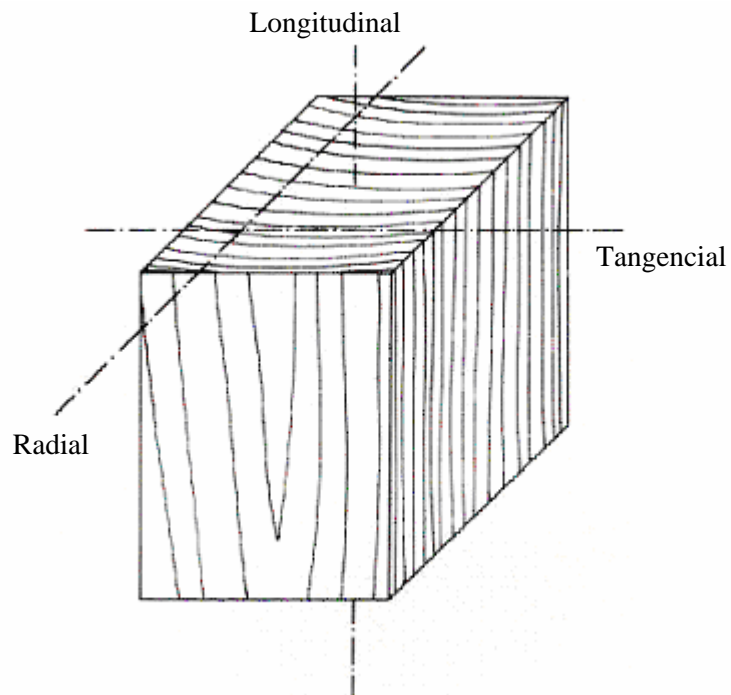


Figura 1.10. Direcções principais de simetria da madeira (Pereira, 2005).

A estrutura anatômica do lenho das resinosas (Figura 1.11) é constituída por apenas dois tipos de células: os traqueídos e as parênquimas. Os traqueídos são células compridas, de 2 a 5 mm, dispostas num sistema vertical e com funções de condução da seiva bruta e de suporte. Estas células representam mais de 90% do volume do lenho das resinosas.

Por seu lado, as células de parênquima constituem a grande parte da estrutura dos raios lenhosos. Estas células desempenham as funções de armazenamento das substâncias produzidas durante o processo de fotossíntese e de transporte, estando dispostas num sistema horizontal.

A estrutura do lenho das folhosas exhibe uma maior variabilidade estrutural e por conseguinte uma maior complexidade anatômica. Estas espécies são constituídas por vasos, por traqueídos, por vários tipos de fibras, por células de parênquima dispostas horizontalmente e por raios de xilema (Figura 1.12).

Os vasos têm a função de transporte da seiva. Estes possuem um comprimento muito reduzido, mas em contrapartida têm um diâmetro superior a qualquer outro tipo de células, representando entre 20 a 60% do volume do lenho. Como resultado da disposição destas células nos anéis de crescimento, as espécies folhosas são classificadas como sendo de porosidade em anel ou de porosidade difusa (Figura 1.13).

Uma parte significativa dos tecidos lenhosos do xilema é constituída por fibras. As fibras são responsáveis essencialmente pela função de suporte. Estas células apresentam alguma semelhança com os traqueídos, no entanto, as suas paredes são mais espessas, têm um menor número de pontuações e possuem cavidades celulares de menor dimensão.

As células de parênquima são mais abundantes nas espécies folhosas do que nas resinosas. Estas células têm a tarefa de armazenamento de nutrientes e, representam entre 18 a 50% do volume do lenho (Dinwoodie, 2000). No lenho de algumas espécies de folhosas existem traqueídos que se expõem dispostos longitudinalmente.

Por último, os raios representam 5 a 30% do volume do lenho e têm a seu cargo as funções de transporte e armazenamento das substâncias produzidas durante o processo de fotossíntese.

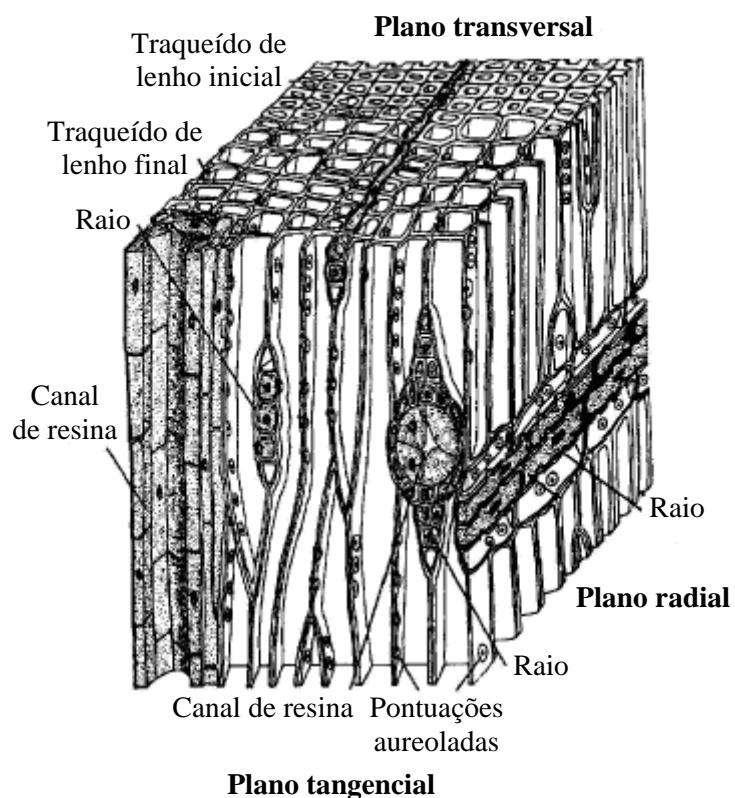


Figura 1.11. Estrutura do lenho de uma resinosa (Xavier, 2003).

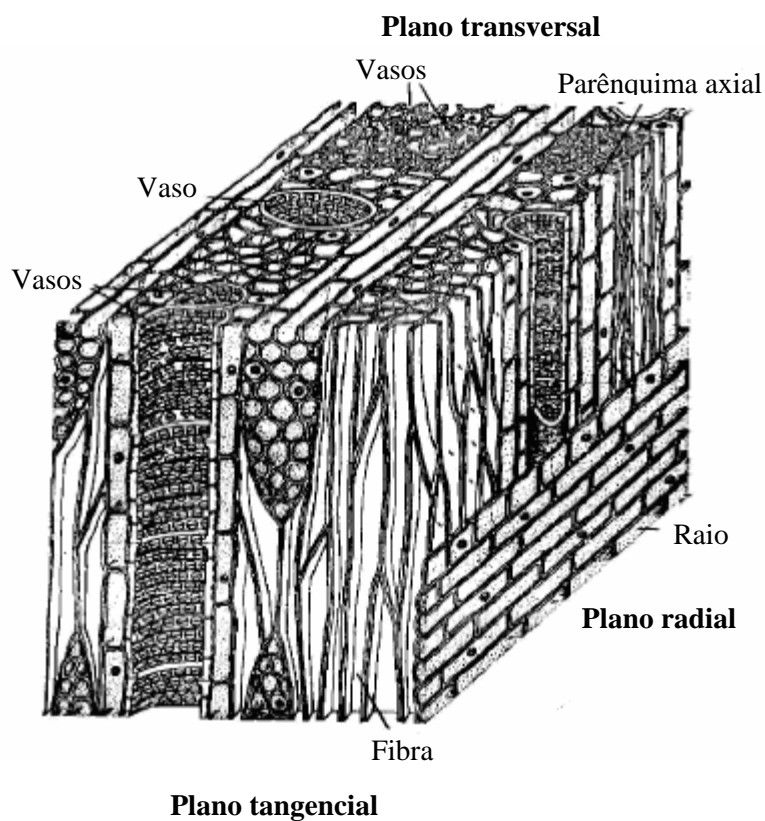


Figura 1.12. Estrutura do lenho de uma folhosa (Xavier, 2003).

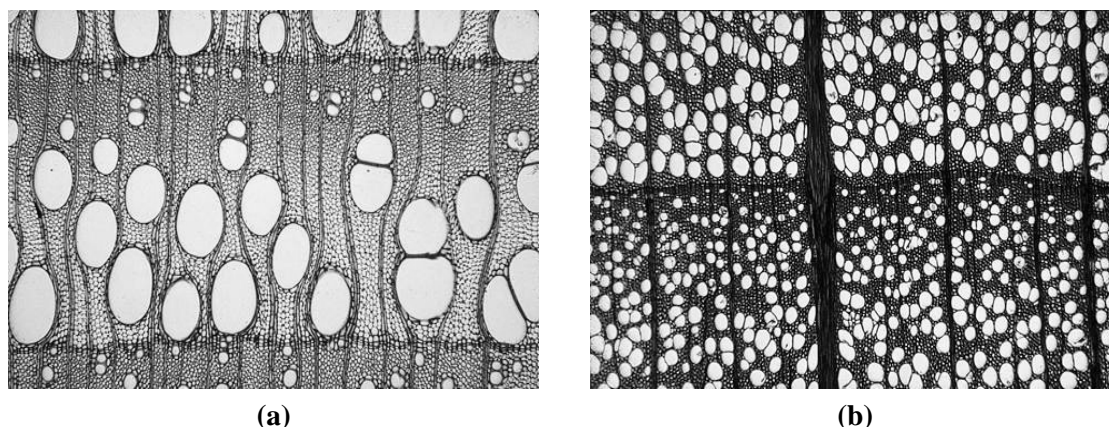


Figura 1.13. De acordo com a disposição dos vasos nos anéis de crescimento das folhosas, estas classificam-se como: de porosidade em anel (white ash, *Fraxinus americana*) (a) e de porosidade difusa (yellow birch, *Bétula alleghaniensis*) (b) (Smith *et al.* 2003).

De acordo com o tema da presente dissertação, pretende-se analisar a espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait., pertencente à classe das resinosas. Assim sendo, apresenta-se de seguida uma breve síntese sobre as características da estrutura anatómica e da composição da madeira das espécies resinosas.

1.3. ESTRUTURA DAS ESPÉCIES RESINOSAS

Nesta secção iremos apresentar uma revisão mais detalhada da estrutura anatómica das resinosas, considerando os diferentes níveis de organização: o nível macroscópico, o nível microscópico e o nível da ultra-estrutura da parede celular.

1.3.1. Estrutura macroscópica

O tronco de uma árvore é responsável por três funções: condução, suporte e armazenamento. As funções de armazenamento e suporte são desempenhadas por células mortas. As células vivas desempenham a função de condução, estando dispostas numa região denominada por lenho activo (Figura 1.14). As camadas de crescimento de uma árvore encontram-se dispostas de uma forma concêntrica entre a medula e a casca exterior, constituindo assim, os denominados anéis de crescimento. As diferenças climáticas anuais da região geográfica em que a árvore se desenvolve fazem com que cada anel de crescimento seja constituído por duas zonas distintas, a zona do lenho inicial e a zona lenho final. O lenho inicial desenvolve-se segundo condições favoráveis de luz e água, apresentando uma tonalidade mais clara, mais porosa e menos resistente (Figura 1.15). A formação do lenho

final processa-se de uma forma oposta à do lenho inicial, uma vez que, se processa em condições ambientais desfavoráveis. Este lenho apresenta uma cor mais escura, uma menor porosidade e uma maior resistência mecânica (Figura 1.15).

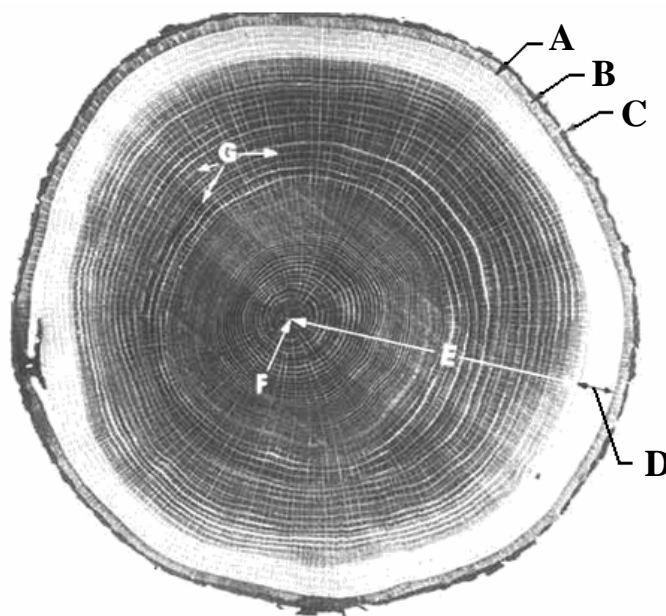


Figura 1.14. Secção transversal do tronco de uma árvore da espécie resinosa, onde: A: Câmbio; B: Casca interior; C: Casca Exterior; D: Lenho activo; E: Lenho inactivo; F: Medula; G: Raios.

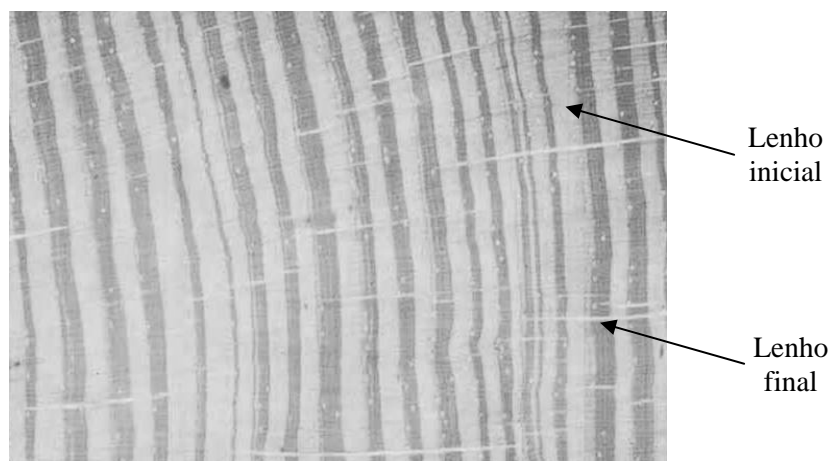


Figura 1.15. Distinção entre o lenho final e inicial na madeira de *Pinus pinaster* Ait.

1.3.2. Estrutura ao nível microscópico

À escala microscópica, a estrutura do lenho das resinosas é constituída por dois tipos de elementos, designados por raios lenhosos e por traqueídos. Os raios lenhosos são agregados de células (parênquima) alongadas e achatadas dispostas horizontalmente, desde a casca exterior até à medula (Figura 1.14). Estas células representam entre 5 a 10% da estrutura total de uma resinosa e têm a função vital de condução da seiva. Os traqueídos são células mortas lenhificadas, bastante alongadas (2 a 5 mm) e com um diâmetro de 60 μm . Na maioria das espécies resinosas, os traqueídos formados no início (lenho inicial, figura 1.16) e no fim (lenho final, figura 1.16) do ciclo vegetativo apresentam um aspecto distinto. No início do ciclo vegetativo estes elementos possuem paredes finas, um lúmen largo e asseguram a condução da seiva bruta no borne e o armazenamento de substâncias no cerne; no fim do processo vegetativo as paredes são espessas, as extremidades pontiagudas, o lúmen reduzido e as funções desempenhadas são exclusivamente de suporte mecânico. Estas células mortas e lenhificadas representam entre 90 a 95% do volume do tecido lenhoso.

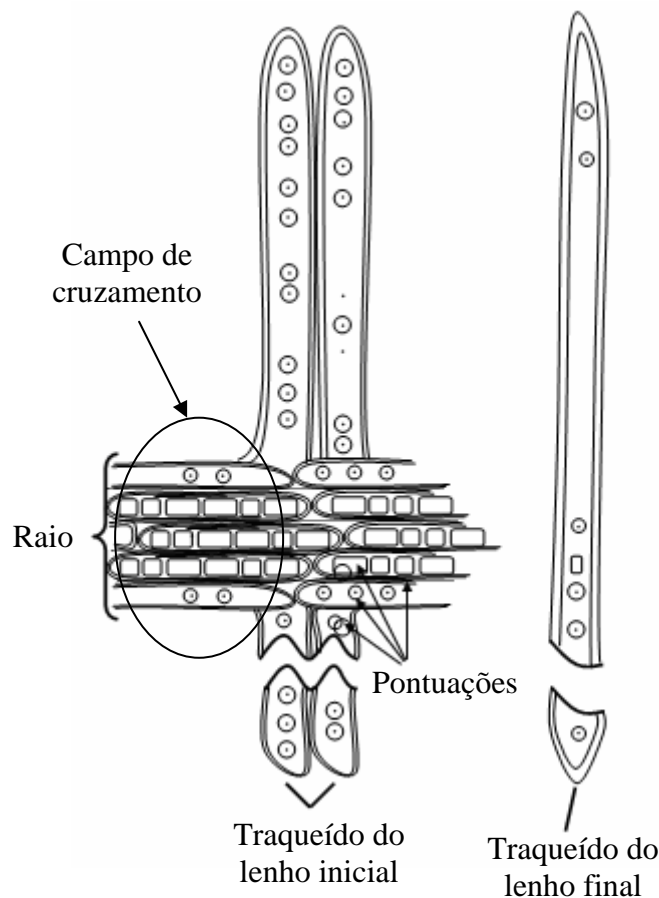


Figura 1.16. Aspecto microscópico do lenho de uma resinosa na secção radial (Carvalho, 1996).

A comunicação entre os traqueídeos, e entre estes e as células dos raios lenhosos, ocorre nos denominados campos de cruzamento (Figura 1.16). Estas células estão ligadas entre si por pontuações areoladas que se localizam em longas extensões de paredes celulares sobrepostas.

O lenho das Resinosas podem ainda apresentar outro tecido na sua composição, os canais de resina (Figura 1.11). Estes canais são constituídos por um conjunto de células secretoras agregadas, e têm a função vital de elaboração e transporte da resina. Os canais de resina têm uma forma tubular e um diâmetro normalmente superior ao dos raios, e encontram-se dispostos num sistema longitudinal e transversal.

1.3.3. Ultra-estrutura da parede celular

A ultra-estrutura da parede celular é constituída por três camadas distintas: a lamela média, a parede primária e a parede secundária (Figura 1.17). A lamela média é um complexo lenhino-péctico desprovido de microfibrilas celulósicas (Carvalho, 1996). Esta camada é também denominada de camada intercelular, devido ao facto de estar disposta entre duas células adjacentes. A lamela média é constituída principalmente por lenhina (80%) e por hemiceluloses.

A segunda camada, a parede primária, encontra-se altamente lenhificada e contém uma quantidade considerável de hemiceluloses. Nesta camada o teor de celulose é relativamente baixo, não excedendo os 20 a 30% (Kollman *et al.* 1984).

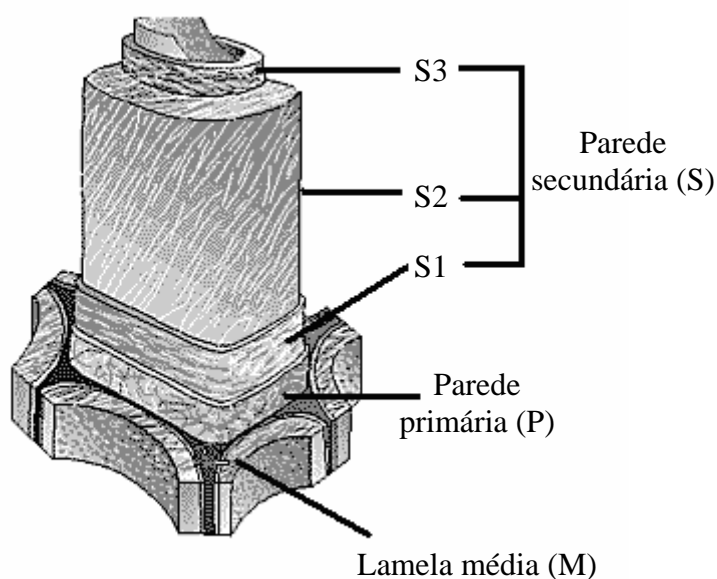


Figura 1.17. Modelo esquemático da parede celular (adaptado de Dinwoodie, 2000).

A parede secundária é constituída quase exclusivamente por celulose embora se possam encontrar pequenas quantidades de hemiceluloses e lenhina. A parede secundária é constituída por três camadas designadas por S_1 , S_2 e S_3 , com diferentes orientações das suas microfibrilas. Nas camadas externa (S_1) e interna (S_3), mais delgadas, as microfibrilas fazem um ângulo entre 50° a 90° com o eixo longitudinal da célula, enquanto na camada média (S_2), de espessura variável mas sempre a mais espessa, as microfibrilas fazem um ângulo entre 10° a 30° com o eixo da célula. O ângulo das microfibrilas da camada média (S_2) da parede secundária tem, uma influência decisiva na anisotropia física e mecânica do material.

1.4. CONCLUSÕES

A madeira, em consequência da sua origem biológica, apresenta em geral grande variabilidade, sobretudo entre diferentes espécies, mas também dentro da mesma espécie. Além disso, é um material que apresenta uma heterogeneidade significativa e uma anisotropia acentuada.

De acordo com a taxionomia botânica, a madeira pertence à família de duas classes principais: as Coníferas e as Dicotiledóneas, correntemente denominadas de Resinosas e Folhosas. Estas plantas diferem essencialmente na estrutura anatómica do seu tecido principal, o lenho.

Em sintonia com o que foi sendo exposto neste capítulo pode-se inferir que, à escala macroscópica do elemento de volume representativo considerado nos conceitos da Mecânica Estrutural, a madeira é um material que tem três direcções de simetria material: a direcção longitudinal dos traqueídeos (L), a direcção tangencial aos anéis de crescimento (T) e a direcção radial dos raios lenhosos (R).

CAPÍTULO II

CONCEITOS DE MECÂNICA DA FRACTURA

2.1. INTRODUÇÃO

No passado, o estudo da resistência dos materiais em projectos de estruturas tinha em conta essencialmente duas variáveis: a tensão máxima aplicada e a resistência mecânica do material. Esta abordagem considerava o material como um meio contínuo, isotrópico e homogéneo e, assumia que o material era adequado para utilização sempre que a sua resistência mecânica fosse superior à solicitação aplicada. Contudo, é de conhecimento geral que as estruturas apresentam normalmente descontinuidades ou outros defeitos introduzidos durante o processo de fabrico. Estes defeitos, por sua vez, produzem zonas de concentração de tensões internas que podem ser susceptíveis de causar uma fractura estrutural catastrófica.

A aplicação dos conceitos da Mecânica da Fractura permite considerar que os materiais estruturais não são necessariamente contínuos, incorporando assim uma variável adicional na análise estrutural: o tamanho do defeito na estrutura. A introdução dos princípios da Mecânica da Fractura permite inferir se, durante o ciclo de vida de uma estrutura, o tamanho do defeito se mantém inferior ao seu valor crítico ou de colapso. Neste capítulo apresentar-se-á uma breve síntese das grandezas e das leis fundamentais da Mecânica da Fractura.

2.2. MECÂNICA DA FRACTURA LINEAR ELÁSTICA: ABORDAGEM ENERGÉTICA

Até a primeira metade do século XX o estudo da fractura de materiais baseou-se na abordagem termodinâmica proposta por Griffith (1920) para materiais frágeis. Segundo Griffith, o aumento da energia de superfície num sólido (resultante da criação de novas superfícies livres devidas à propagação da fenda) é igual à soma da diminuição da energia interna de deformação elástica do corpo e do trabalho realizado pelas forças exteriores aplicadas. Nesta teoria, assume-se que a fractura ocorre sempre que a tensão remota aplicada for suficiente para compensar as parcelas de energia consumidas com a propagação da fenda.

Para a formulação do seu modelo, Griffith considerou um corpo elástico e frágil, que contém uma fenda de área A e que está submetido à acção de um sistema de forças exteriores (Figura 2.1). Deste modo, o balanço de energia de Griffith para um acréscimo infinitesimal da área da fenda, dA , e considerando um material elástico e frágil pode ser expresso da seguinte forma,

$$\frac{d}{dA}(W - U) = 2\gamma_s \quad (2.1)$$

onde U representa a energia interna de deformação elástica do sólido, W o trabalho realizado pelas forças exteriores e γ_s a energia necessária à formação de uma unidade de superfície no sólido. O factor 2 explica-se pelo facto de a propagação de uma fenda implicar a criação de duas novas superfícies.

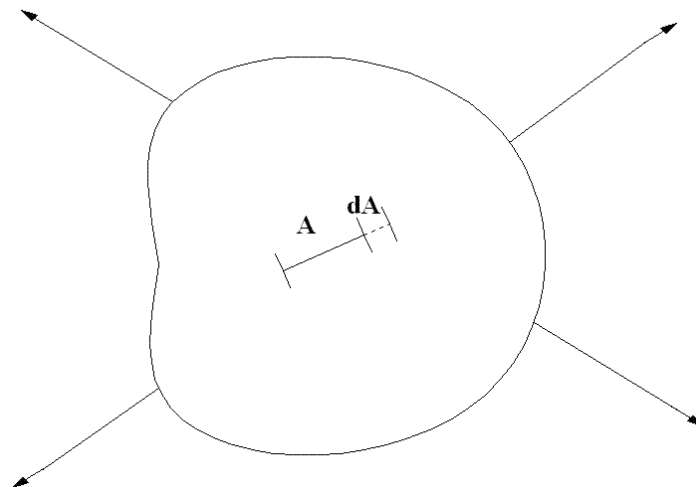


Figura 2.1. Sólido elástico com uma fenda.

Contudo a teoria de Griffith é apenas aplicável em materiais idealmente frágeis, não considerando deste modo a existência de outros mecanismos de libertação de energia na extremidade da fenda. De forma a suprimir a limitação da teoria de Griffith, Orowan (1950) sugeriu que a energia libertada na propagação de uma fissura era consumida não só para a formação de uma unidade de superfície de fractura, mas também e sobretudo na deformação plástica associada ao processo de fractura (γ_P). Deste modo, propôs a alteração da equação (2.1) obtida pela aplicação do critério de Griffith. A alteração desta equação passa por considerar que a energia de fractura é obtida a partir da soma da energia absorvida no processo de deformação plástica (γ_P) e da energia necessária para a criação de uma unidade de superfície de fractura (γ_S)

$$\frac{d}{dA}(W - U) = 2(\gamma_S + \gamma_P) \quad (2.2)$$

ou

$$\frac{d}{dA}(W - U) = G. \quad (2.3)$$

Nesta equação, G representa a taxa de libertação de energia de deformação correspondente à variação da energia potencial ($W-U$) devida a um incremento de propagação de fenda. A propagação ocorre sempre que G atinge um valor crítico denominado por taxa crítica de libertação de energia (G_c) que é uma propriedade do material, dependente do modo de carregamento.

A determinação experimental de G_c pode ser efectuada, considerando uma placa com uma espessura constante B e sujeita à acção duma força P directamente aplicada (Figura 2.2). Para este caso, a energia interna de deformação elástica de um sólido e o trabalho realizado pelas forças exteriores valem, respectivamente

$$U = \frac{1}{2} P \delta, \quad (2.4)$$

e

$$W = P \delta. \quad (2.5)$$

Introduzindo a definição de flexibilidade,

$$C = \frac{\delta}{P}, \quad (2.6)$$

e fazendo uso da equação (2.3), conclui-se que a taxa crítica de libertação de energia é dada por

$$G_c = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}. \quad (2.7)$$

Esta equação, conhecida por equação de Irwin-Kies, desempenha um papel importante em diversos métodos de identificação experimental das propriedades de fractura (taxas críticas de libertação de energia).

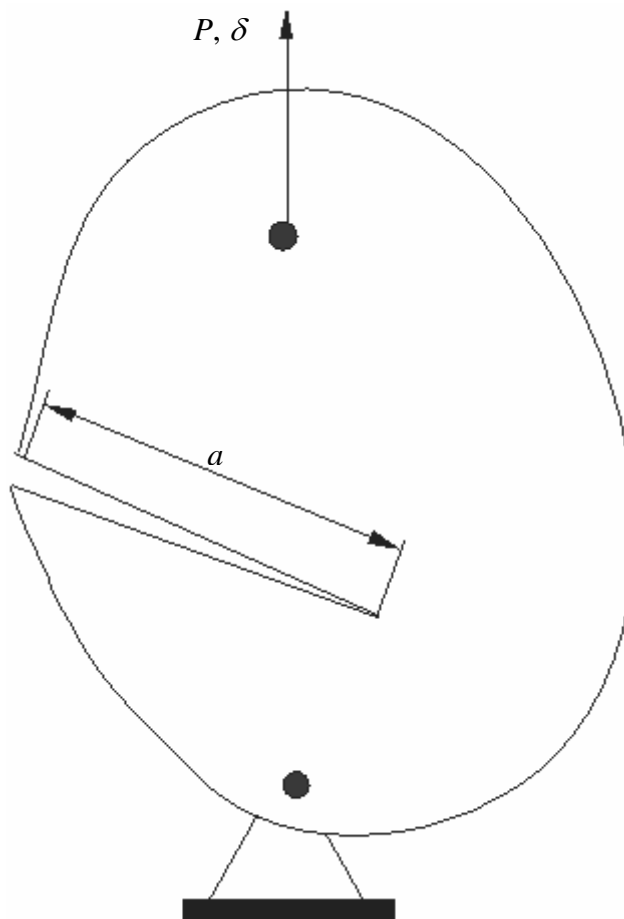


Figura 2.2. Placa com fenda, sujeita a uma solicitação uniaxial.

Uma abordagem alternativa à abordagem energética baseia-se no factor intensidade de tensão, que representa um factor de escala que caracteriza o estado de tensão na vizinhança da extremidade da fenda:

$$K = Y \sigma_R \sqrt{\pi a} \quad (2.8)$$

onde Y é um factor adimensional que depende da geometria e distribuição de carga, σ_R é a tensão remota aplicada e a é o comprimento de fenda (ver figura 2.3). Quando a tensão atinge o seu valor crítico, σ_c , obtém-se a Tenacidade à Fractura,

$$K_c = \sigma_c \sqrt{\pi a} \quad (2.9)$$

que é uma propriedade do material. Caso a tenacidade e a tensão aplicada sejam conhecidas, a equação (2.8) pode ser usada para a obtenção do comprimento crítico da fissura, a_c , a partir do qual se dá um crescimento catastrófico da mesma.

Saliente-se que as duas grandezas físicas introduzidas (a taxa de libertação de energia e o factor intensidade de tensão) estão relacionadas entre si. Irwin (1957), recorreu a uma análise de fecho virtual de fenda para obter

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (2.10)$$

em estado plano de tensão, e

$$G = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \quad (2.11)$$

em estado plano de deformação. Estas relações são também válidas para os respectivos valores críticos (G_c e K_c).

Como ilustrado na figura 2.4, uma fenda pode-se propagar de três modos diferentes. O Modo I representa o modo de abertura, e os Modos II e III são os modos de corte. No Modo II as superfícies da fenda têm movimento relativo perpendicular à frente de fenda, enquanto no Modo III esse movimento é paralelo à frente de fenda.

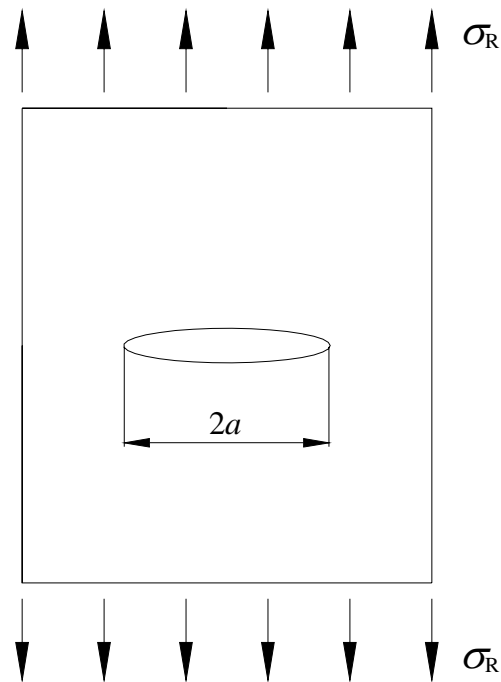


Figura 2.3. Corpo linear elástico, contínuo e homogêneo, traccionado perpendicularmente a uma fenda de comprimento $2a$.

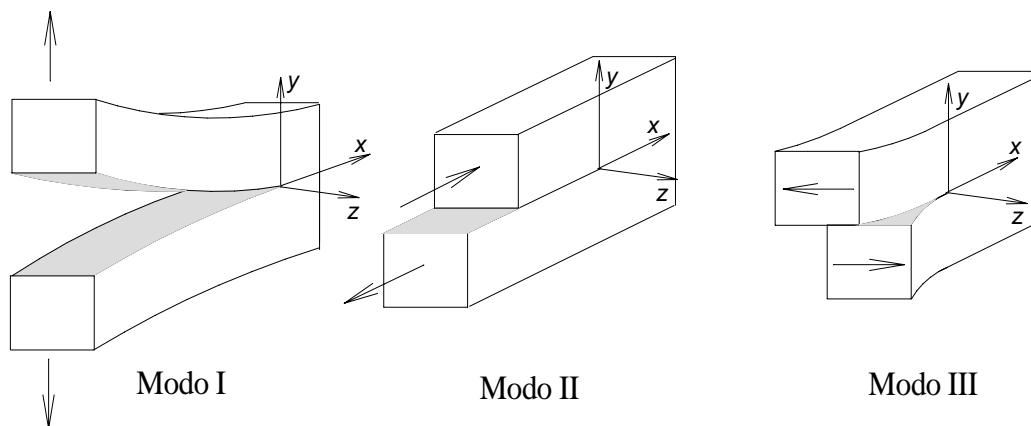


Figura 2.4. Modos de carregamento (de Moura *et al.* 2005).

2.3. MECÂNICA DA FRACTURA NÃO LINEAR

Durante o processo de fractura surge, na extremidade da fenda, uma região onde ocorrem processos inelásticos, a qual é denominada de Zona de Processo de Fractura (ZPF). De acordo com o comportamento estrutural do material, a ZPF apresenta para materiais frágeis uma dimensão desprezável quando comparada com o comprimento de fenda real (a) analisado. Todavia, para materiais com um comportamento quase-frágil, como é o caso da madeira, a dimensão da ZPF pode não ser desprezável comparativamente ao valor de a . Este comportamento pode ser explicado, em parte, pela presença de micro-fendas localizadas na extremidade da fenda, o que se traduz numa região de rigidez inferior ao restante corpo. Para estes materiais, e pelo facto da dimensão da ZPF não ser desprezável em relação ao valor de a , torna-se necessário efectuar adaptações da Mecânica da Fractura Linear Elástica. Neste contexto surgiram os modelos coesivos que permitem simular a presença da ZPF e avaliar a sua influência no comportamento da estrutura.

O primeiro modelo coesivo proposto deve-se a Dugdale (1960) o qual foi aplicado, principalmente, a materiais dúcteis. Segundo este modelo, a fenda real (a) é substituída por uma fenda equivalente (a_{eq}) com comprimento superior ao da fenda real, devido ao acréscimo no comprimento decorrente da presença de uma zona plástica, r_p (Figura 2.5).

Outro modelo coesivo foi proposto por Barenblatt (1962). Este modelo assume a existência de tensões coesivas que, actuando numa pequena região de dimensão c (muito menor que a), fazem com que a geometria da fenda assuma contornos suaves, contrariando a forma elíptica usualmente adoptada (Figura 2.6). Nesta figura pode-se observar uma fissura de comprimento $2a$ com uma zona coesiva de comprimento c sujeita à actuação das tensões compressivas. As tensões coesivas dependem da abertura das faces da fenda (δ_c). Quando a abertura atinge um valor considerado crítico, as tensões coesivas tornam-se nulas e a propagação da fenda ocorre. A partir do modelo de Barenblatt (1962) surgiram outras propostas de modelos, como os de Modeer (1979), Petersson (1981) e Gustafsson (1985). No entanto, a diferença básica entre eles refere-se à dimensão da zona coesiva e aos modelos constitutivos adoptados para esta.

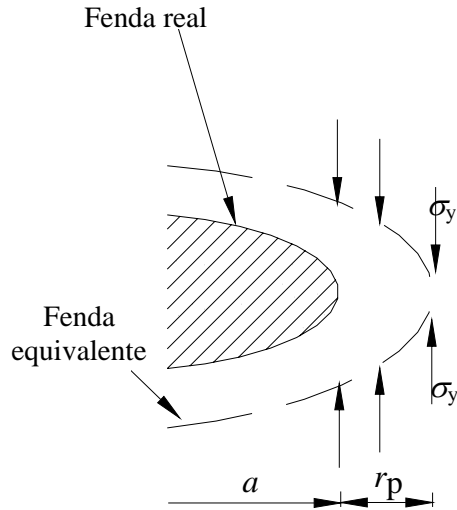


Figura 2.5. Configuração do modelo de Dugdale (Meguid, 1989).

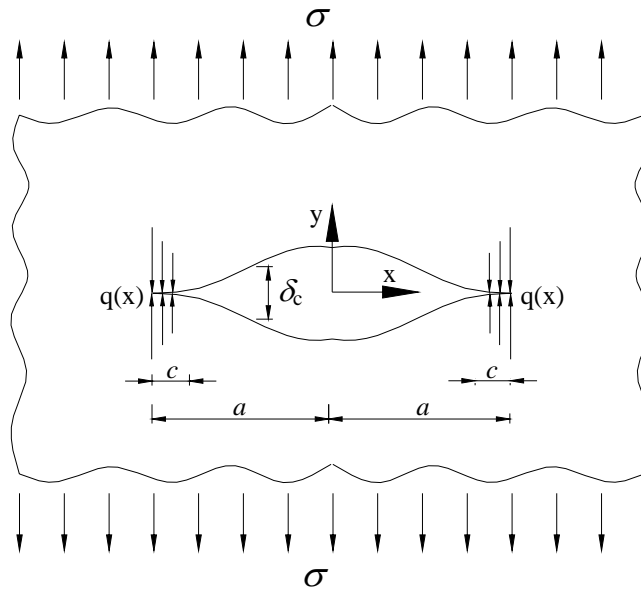


Figura 2.6. Configuração do modelo de Barenblatt (Meguid, 1989).

2.4. MODELO DE DANO COESIVO BASEADO EM ELEMENTOS FINITOS DE INTERFACE

Com o avanço da computação tornou-se mais fácil a implementação de elementos especiais na malha de elementos finitos, como é o caso dos elementos de interface. Essas entidades matemáticas permitem a simulação da descontinuidade de um material na malha de elementos finitos. Actualmente os elementos finitos de interface constituem um dos processos mais eficazes para a determinação das propriedades de fractura em materiais.

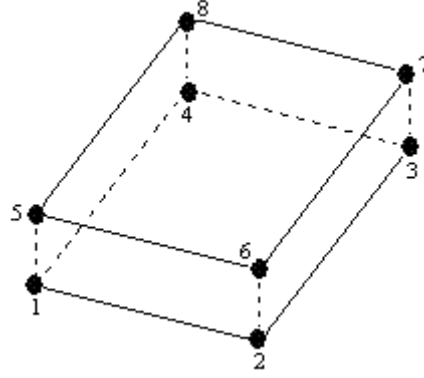


Figura 2.7. Elemento finito de interface para problemas tridimensionais.

Neste trabalho recorreu-se a elementos finitos de interface desenvolvidos por de Moura *et al.* (1997) e Gonçalves *et al.* (2000). A formulação destes elementos finitos é baseada na teoria de contacto, tendo sido usado o método da função penalidade.

O vector dos deslocamentos relativos entre pontos homólogos (ver figura 2.7) pode ser obtido a partir do campo de deslocamentos associado às faces do elemento (superior e inferior)

$$\delta = \begin{Bmatrix} \delta_I \\ \delta_{II} \\ \delta_{III} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_I \\ u_{II} \\ u_{III} \end{Bmatrix}_{\text{sup}} - \begin{Bmatrix} u_I \\ u_{II} \\ u_{III} \end{Bmatrix}_{\text{inf}} \quad (2.12)$$

sendo que II e III representam as direcções tangenciais e I a direcção normal. As tensões resultantes dos deslocamentos relativos definidos acima são dadas por

$$\sigma = \mathbf{D}\delta \quad (2.13)$$

onde,

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} d_I & 0 & 0 \\ 0 & d_{II} & 0 \\ 0 & 0 & d_{III} \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

Na equação (2.14) d_{II} e d_{III} representam a rigidez tangencial e d_I a rigidez normal. As suas unidades são N/m^3 e a sua escolha tem em consideração que: (1) valores baixos originam grandes interpenetrações, incompatíveis com a realidade física; (2) valores elevados produzem instabilidades numéricas relacionadas com a precisão do computador. Assim, os valores óptimos dos parâmetros de rigidez são os valores mais elevados que não originam

problemas numéricos. Na maioria dos problemas estruturais, valores de 10^6 a 10^8 N/m³ originam boas soluções.

Quando as tensões num ponto satisfazem o critério de rotura considerado, inicia-se o processo de rotura que deve ser progressivo, uma vez que, a anulação súbita das tensões induz instabilidades numéricas. De um ponto de vista físico, isto significa que a rotura não ocorre instantaneamente e que a energia associada se dissipa com o crescimento da fenda. Esta anulação progressiva das tensões é efectuada considerando um Modelo de Dano Coesivo (Gonçalves *et al.* 2000), baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura, através de uma relação de relaxação das tensões/deslocamentos relativos (Figura 2.8). Assumindo a existência de um modo elementar de propagação (I, II ou III) a taxa crítica de libertação de energia pode ser determinada a partir da área definida pela curva tensão/deslocamento relativo. A tensão limite ($\sigma_{u,i}$) e a taxa crítica de libertação de energia (G_{ic}), representadas na figura 2.8, são propriedades do material que podem ser obtidas a partir da execução de ensaios experimentais de caracterização material. Assim sendo, conhecendo o valor de $\sigma_{u,i}$ e G_{ic} pode-se determinar o deslocamento máximo relativo ($\delta_{u,i}$).

Note-se que este processo de rotura progressivo é sustentado pelo modo de rotura típico da madeira. De facto, existe uma ZPF na extremidade da fenda caracterizada pela existência de nucleação, crescimento e coalescência de microfissuras, onde a energia de rotura se dissipa de uma forma gradual (Smith, 2003).

Após se atingir a tensão limite do material ($\sigma_{u,i}$) ocorre um processo de amaciamento de tensões em função dos deslocamentos relativos que se traduz por

$$\boldsymbol{\sigma} = (\mathbf{I} - \mathbf{E}) \mathbf{D} \boldsymbol{\delta} \quad (2.15)$$

onde \mathbf{I} é a matriz de identidade e \mathbf{E} é uma matriz diagonal que contem os parâmetros de dano,

$$e_i = \frac{\delta_{u,i} (\delta_i - \delta_{o,i})}{\delta_i (\delta_{u,i} - \delta_{o,i})}. \quad (2.16)$$

O parâmetro $\delta_{o,i}$ representa o deslocamento correspondente ao início do dano. Em carregamento de modo puro, a resistência ao longo das outras direcções é abruptamente anulada. O deslocamento relativo máximo $\delta_{u,i}$ para o qual a rotura completa ocorre, é obtido igualando a área circunscrita à curva de amaciamento à respectiva taxa crítica de libertação de energia de fractura

$$G_{ic} = \frac{1}{2} \sigma_{u,i} \delta_{u,i} \quad (2.17)$$

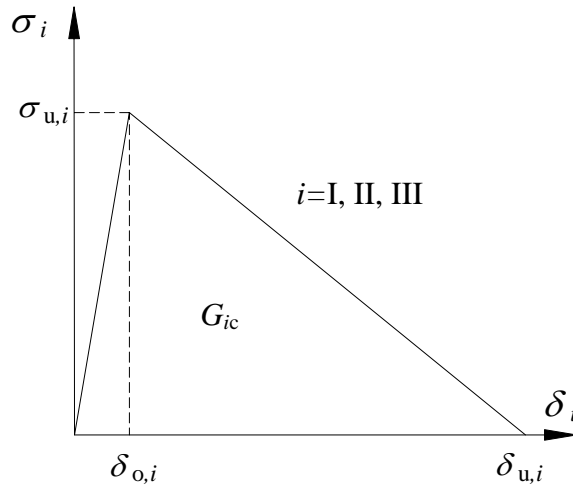


Figura 2.8. Relação tensão/deslocamento relativo para modos puros (de Moura *et al.* 2005).

Na maioria das situações reais existem situações de solicitações em modo misto I, II e III (Figura 2.9). Nestes casos o início do dano pode ser calculado recorrendo a um critério quadrático de tensões,

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(\frac{\sigma_I}{\sigma_{u,I}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{II}}{\sigma_{u,II}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{III}}{\sigma_{u,III}} \right)^2 = 1 \quad \text{se } \sigma_I \geq 0 \\ \left(\frac{\sigma_{II}}{\sigma_{u,II}} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{III}}{\sigma_{u,III}} \right)^2 = 1 \quad \text{se } \sigma_I \leq 0 \end{array} \right. \quad (2.18)$$

assumindo que as tensões normais compressivas não promovem o desenvolvimento de dano e, que $\sigma_{u,I}$, $\sigma_{u,II}$ e $\sigma_{u,III}$ representam as tensões limites do material em modo I, II e III, respectivamente. Considerando a equação (2.13), a primeira expressão da equação (2.18) pode ser reescrita em função dos deslocamentos relativos como,

$$\left(\frac{\delta_{om,I}}{\delta_{o,I}} \right)^2 + \left(\frac{\delta_{om,II}}{\delta_{o,II}} \right)^2 + \left(\frac{\delta_{om,III}}{\delta_{o,III}} \right)^2 = 1 \quad (2.19)$$

onde $\delta_{om,i}$ ($i= I, II, III$) representam o deslocamento relativo correspondente ao início de dano para cada uma das direcções. Deste modo, podem-se definir o deslocamento equivalente de modo misto,

$$\delta_m = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2 + \delta_{III}^2} \quad (2.20)$$

e o rácio de modo misto

$$\beta_i = \frac{\delta_i}{\delta_I}. \quad (2.21)$$

Assim sendo, o deslocamento relativo em modo misto para a iniciação de dano pode ser determinado através da combinação das equações (2.19-2.21),

$$\delta_{om} = \delta_{o,I} \delta_{o,II} \delta_{o,III} \sqrt{\frac{1 + \beta_{II}^2 + \beta_{III}^2}{(\delta_{o,II} \delta_{o,III})^2 + (\beta_{II} \delta_{o,I} \delta_{o,III})^2 + (\beta_{III} \delta_{o,I} \delta_{o,II})^2}}. \quad (2.22)$$

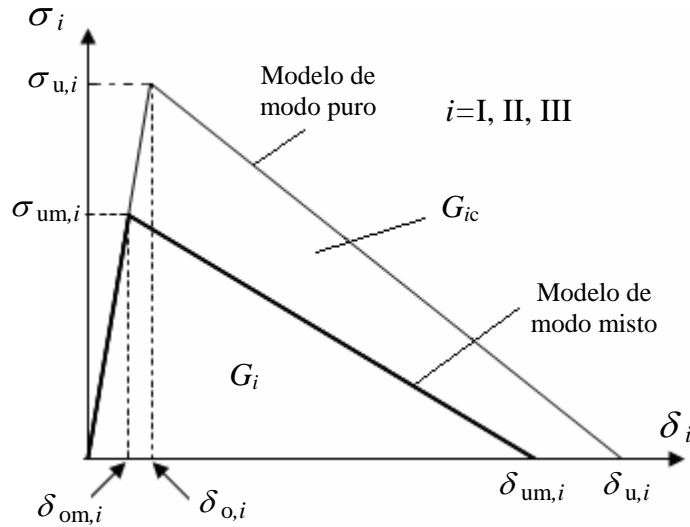


Figura 2.9. Relação tensão/deslocamento relativo para modos mistos (de Moura *et al.* 2005).

O correspondente deslocamento relativo para cada modo, $\delta_{om,i}$, pode ser obtido a partir da equações (2.20-2.22)

$$\delta_{om,i} = \frac{\beta_i \delta_{om}}{\sqrt{1 + \beta_{II}^2 + \beta_{III}^2}}. \quad (2.23)$$

O critério de propagação de dano é usualmente expresso em termos de taxa de libertação de energia e dos seus valores críticos. Neste estudo utilizou-se um critério de propagação linear

$$\frac{G_I}{G_{Ic}} + \frac{G_{II}}{G_{IIc}} + \frac{G_{III}}{G_{IIIc}} = 1 . \quad (2.24)$$

A energia libertada, para cada modo de propagação, aquando da rotura completa é obtida a partir da área do triângulo menor da figura 2.9,

$$G_i = \frac{1}{2} \sigma_{um,i} \delta_{um,i} . \quad (2.25)$$

Utilizando as equações (2.13), (2.20) e (2.21), podem-se reescrever as taxas de libertação de energia (equações (2.17) e (2.25)) como função dos deslocamentos relativos. Substituindo na equação (2.24), obtém-se

$$\delta_{um} = \frac{(1 + \beta_{II}^2 + \beta_{III}^2)}{\delta_{om}} \left[\frac{1}{\delta_{o,I} \delta_{u,I}} + \frac{\beta_{II}^2}{\delta_{o,II} \delta_{u,II}} + \frac{\beta_{III}^2}{\delta_{o,III} \delta_{u,III}} \right]^{-1} \quad (2.26)$$

que representa o deslocamento relativo em modo misto correspondente à rotura. Utilizando as equações (2.20), (2.21) e (2.26), obtém-se os valores de $\delta_{um,i}$ para cada modo.

$$\delta_{um,i} = \frac{\beta_i \delta_{um}}{\sqrt{1 + \beta_{II}^2 + \beta_{III}^2}} . \quad (2.27)$$

O parâmetro de dano para cada modo pode ser obtido substituindo $\delta_{om,i}$ e $\delta_{um,i}$ na equação (2.16).

2.5. CONCLUSÕES

A Mecânica da Fractura Linear Elástica (MFLE) é aplicável nos casos em que a zona de deformação plástica, na frente da fenda, é de dimensões reduzidas e está contida numa região elástica. Estes mecanismos de dissipação de energia ocorrem numa região denominada por ZPF. No caso de materiais com um comportamento quase-frágil, como é o caso da madeira, a dimensão da ZPF pode ser não desprezável comparativamente ao valor real da fenda (a). Nestes casos torna-se necessário efectuar modificações em alguns conceitos da MFLE, para que os mesmos possam ser utilizados nestes materiais. Estas modificações deram origem aos denominados modelos coesivos. A diferença básica entre os vários modelos coesivos propostos reside na dimensão da zona coesiva e nos modelos constitutivos adoptados para esta.

Actualmente, e devido ao avanço na computação, é mais fácil a implementação de modelos de dano coesivos. O processo mais utilizado baseia-se no uso de elementos finitos de interface contendo leis constitutivas adequadas ao processo de rotura característico do material em estudo. Nesta dissertação recorre-se à utilização de elementos finitos de interface para problemas bidimensionais e tridimensionais, incluindo a lei de dano linear descrita neste capítulo. O objectivo fundamental é a simulação do processo de iniciação e propagação de dano na madeira para os diferentes tipos de ensaios a serem estudados.

CAPÍTULO III

COMPORTAMENTO À FRACTURA DA MADEIRA: REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. INTRODUÇÃO

As aplicações estruturais em madeira têm aumentado consideravelmente por razões ecológicas. Para um uso eficiente e seguro da madeira em elementos estruturais é fundamental conhecer com rigor o seu comportamento à fractura. Porém, a identificação das propriedades de fractura da madeira é um problema complexo que está ainda por resolver, devido à variabilidade, à heterogeneidade e à anisotropia deste material. À escala macroscópica, característica das aplicações estruturais, a madeira é tratada como um material ortotrópico, que em cada ponto admite três direcções de simetria material mutuamente ortogonais (Figura 1.10, Capítulo I): a direcção longitudinal (L) dos traqueídeos ou fibras, a direcção radial (R) dos raios lenhosos e a direcção tangencial (T) aos anéis de crescimento. Assim sendo, para cada modo elementar de propagação (modos I, II e III), há que distinguir seis sistemas de propagação: TL, RL, LR, TR, RT e LT, indicando a primeira letra a direcção normal ao plano da fenda e a segunda a direcção de propagação (Figura 3.1).

Neste capítulo, pretende-se apresentar o actual estado da arte sobre o comportamento à fractura da madeira, nomeadamente sobre os métodos experimentais e numéricos para a determinação das respectivas propriedades de fractura, nos modos de propagação de fenda I, II e III.

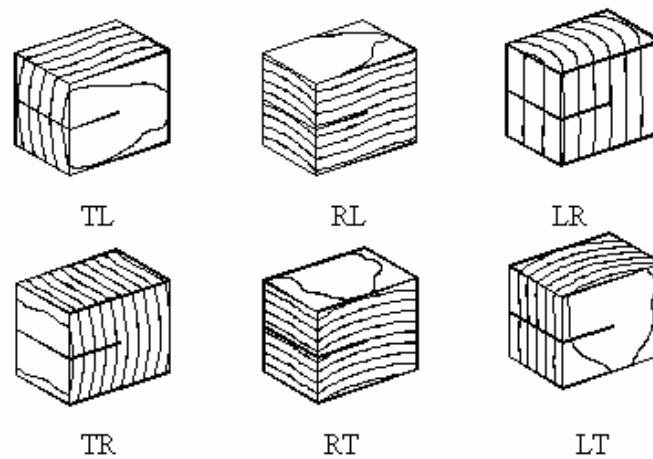


Figura 3.1. Sistemas de propagação de fendas para a madeira.

3.2. PROPAGAÇÃO DE FENDAS EM MODO I

O estudo da propagação de fendas em modo I na madeira encontra-se num estado de investigação mais avançado, quando comparado com os outros modos de propagação. Neste contexto, foram propostos vários ensaios para a determinação das propriedades de fractura em modo I. Entre eles salientam-se os ensaios *Double Cantilever Beam* (DCB), *Single-Edge Notch* (SEN), *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB) e *Wedge Splitting* (WS).

Nesta secção pretende-se inicialmente passar em revista os estudos experimentais que têm vindo a ser efectuados sobre a determinação do valor da taxa crítica de libertação de energia em modo I (G_{Ic}). De seguida, irão ser revistos alguns trabalhos de simulação por elementos finitos sobre os métodos experimentais e de tratamento de dados, empregues na identificação de G_{Ic} .

3.2.1. Análise experimental

King *et al.* (1999) apresentaram um estudo comparativo das propriedades de fractura da madeira seca e da madeira verde, da espécie *Pinus radiata*. Para o efeito, utilizaram o provete *Single-Edge Notch* (SEN), para os sistemas de propagação TL, RL, LR, TR, RT e LT. O dispositivo de ensaio utilizado por King *et al.* (1999) encontra-se ilustrado na figura 3.2. Neste ensaio, o deslocamento (δ) é aplicado por um cilindro central com uma velocidade de 4mm/min. A posição do cilindro central é medida através da utilização de um LVDT (*Linear Variable Displacement Transformer*), localizado entre o eixo do cilindro central e a base da

máquina Instron[®]. Na figura 3.3 pode-se observar o aspecto das curvas *força – deslocamento* ($P-\delta$) obtidas por King *et al.* (1999), para o sistema de propagação LT. A determinação da força de início da propagação (P_Q) e da força máxima ($P_{máx}$) foi efectuada de acordo com a norma ASTM E399-83 (1990), para materiais isotrópicos. A partir dos ensaios experimentais, King *et al.* (1999) obtiveram o factor crítico de intensidade de tensão em modo I (K_{Ic}), para cada um dos sistemas de propagação de fenda acima mencionados (Tabela 3.1).

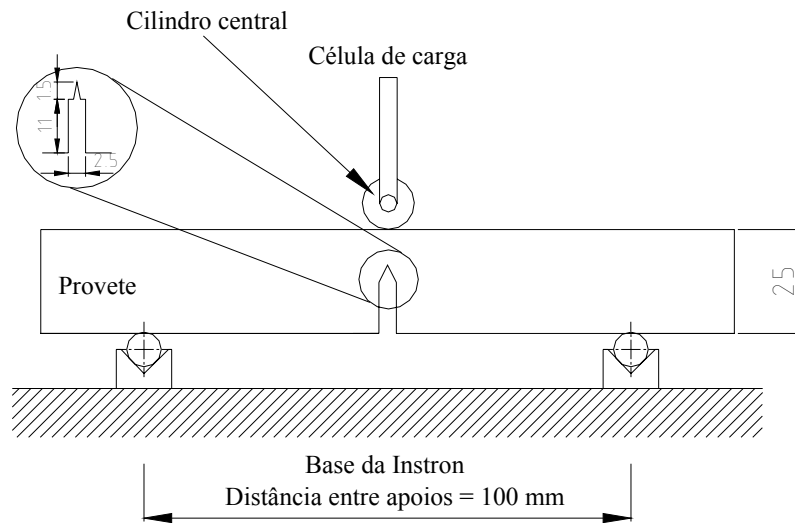


Figura 3.2. Dispositivo experimental de ensaio, utilizado por King *et al.* (1999), para a determinação das propriedades de fractura em modo I.

Tabela 3.1. Valores de K_{Ic} obtidos por King *et al.* (1999), para os sistemas de propagação de fenda estudados.

	Sistema de propagação de fenda	Valor médio de K_{Ic} (MPa m ^{1/2})	Coefficiente de variação
Madeira seca	RL	0,486	0,05
	RT	0,351	0,06
	TL	0,282	0,02
	TR	0,195	0,03
	LT	2,690	0,17
	LR	2,390	0,19
Madeira verde	RL	0,214	0,45
	RT	0,236	0,13
	TL	0,270	0,10
	TR	0,235	0,03
	LT	2,210	0,06
	LR	1,880	0,11

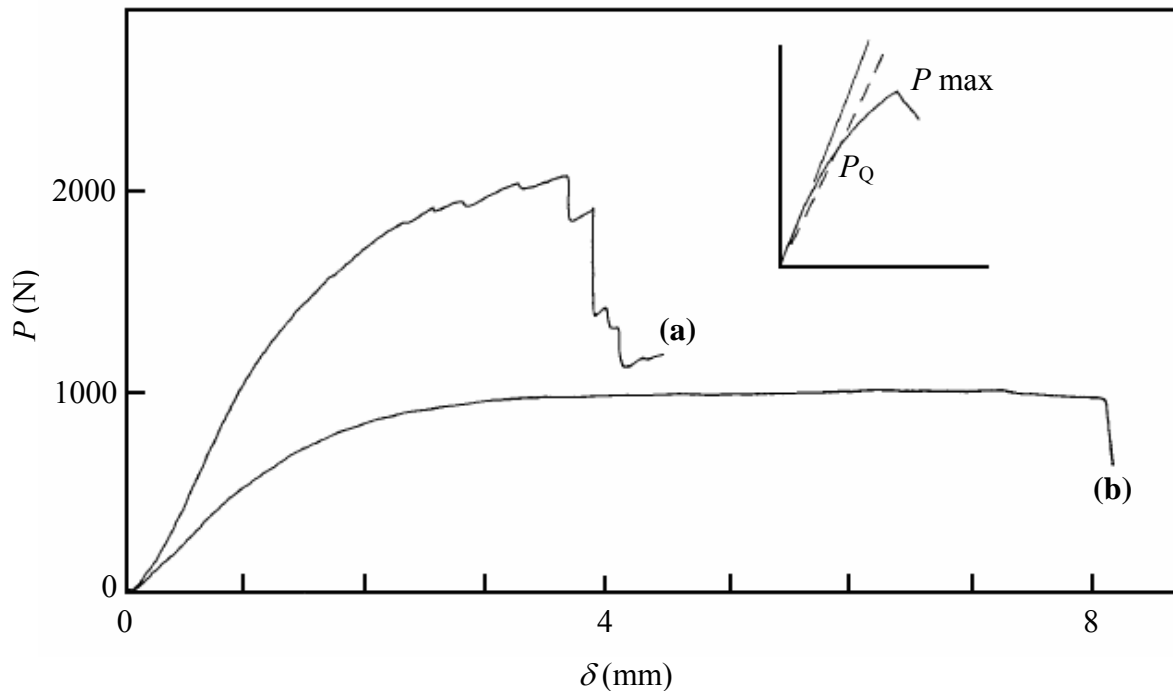


Figura 3.3. Curva P - δ obtida por King *et al.* (1999) para o sistema de propagação de fenda LT e para os casos de provetes em madeira seca (a) e em madeira verde (b).

Vasic *et al.* (2002) recorreram ao provete *Tapered Double Cantilever Beam* (TDCB) para estudar os mecanismos de fractura em modo I da espécie de madeira *Eastern Canadian spruce*, nos sistemas de propagação RL e TL. A forma e as dimensões dos provetes usados estão ilustradas na figura 3.4. Os ensaios experimentais foram efectuados dentro da câmara de um microscópio electrónico de varrimento (*Scanning Electronic Microscope*, SEM), em modo ambiental. O dispositivo de carregamento está ilustrado na figura 3.5, sendo a propagação em modo I induzida por uma cunha de alumínio em forma de V. As imagens obtidas por SEM revelaram, segundo Vasic *et al.* (2002), que as pontes de fibras são o principal mecanismo que restringe a propagação de fendas (Figura 3.6). Os autores concluíram também que existe uma evidente dificuldade na medição do comprimento da fenda durante um ensaio e que a dimensão da ZPF é de aproximadamente 1-2 mm.

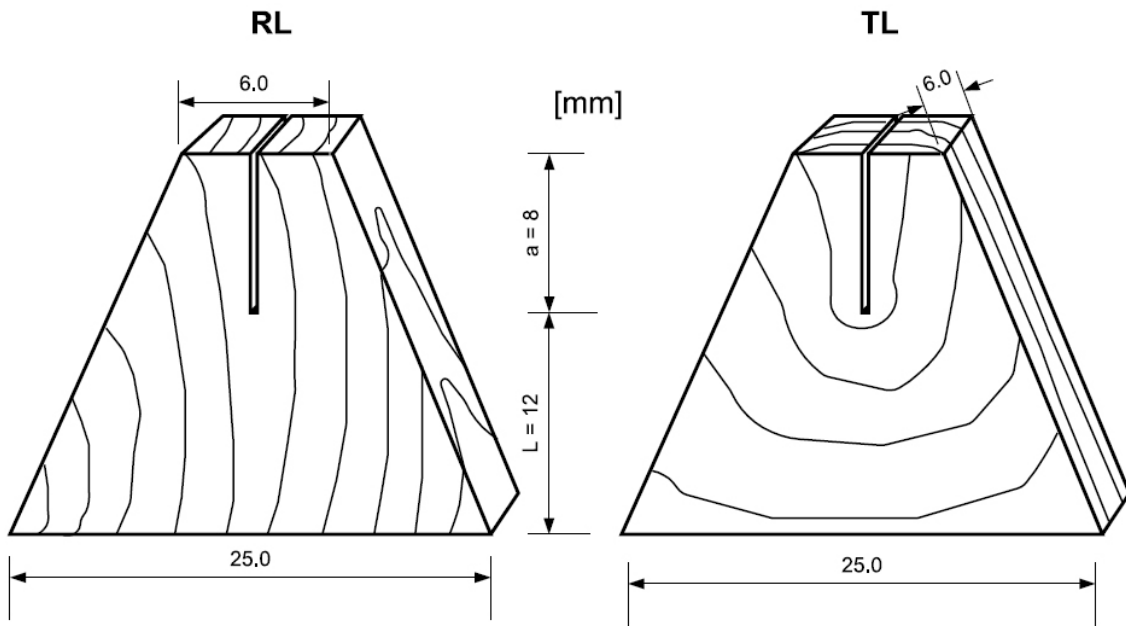


Figura 3.4. Dimensões utilizadas para o provete TDCB, (Vasic *et al.* 2002).

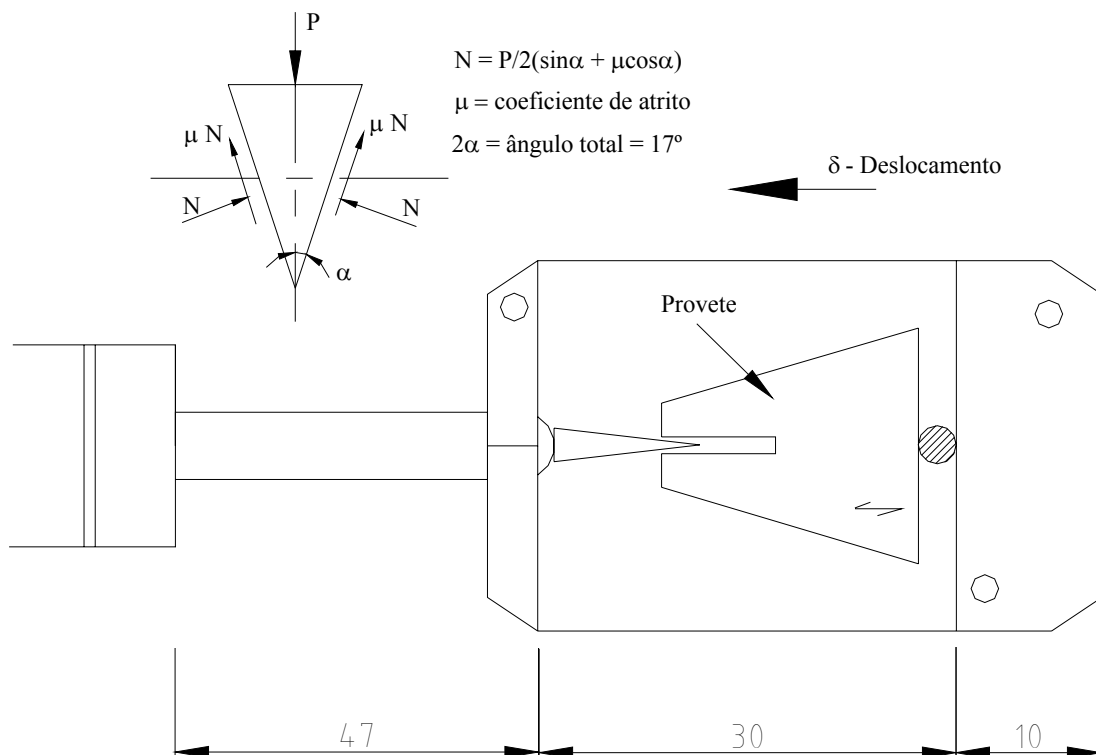


Figura 3.5. Dispositivo de ensaio para o provete TDCB, (Vasic *et al.* 2002).

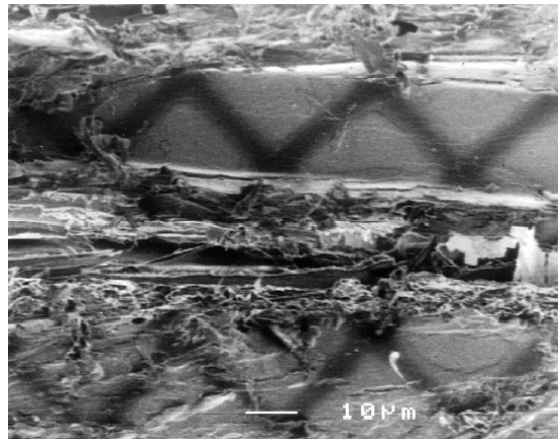


Figura 3.6. Desenvolvimento de ponte de fibras durante o processo de propagação de fenda (Vasic *et al.* 2002).

Reiterer (2001) procedeu a um estudo do provete *Wedge Splitting* (WS) com o objectivo de avaliar a influência da temperatura nas propriedades de fractura em modo I, para o sistema de propagação RL da espécie resinosa Epícea (*Picea abies*) e da espécie folhosa Beech (*Fagus sylvatica* L.). Reiterer (2001) considerou quatro valores para a temperatura (20°C, 40°C, 60°C e 80°C), tendo concluído que, para as duas espécies de madeira estudadas, o factor crítico de intensidade de tensão (K_{Ic}) e a taxa crítica de libertação de energia (G_{Ic}), diminuem com o aumento da temperatura (Figuras 3.7 e 3.8). Com o objectivo de entender os fenómenos inerentes a esta variação, Reiterer (2001) analisou por SEM as superfícies fractura dos provetes ensaiados a 20 e a 80 °C. Os provetes a 20°C exibem uma superfície rugosa, com uma elevada quantidade de fragmentos oriundos das paredes das células (Figura 3.9, onde a seta indica a direcção dos traqueídeos). Por sua vez, a superfície de fractura dos provetes ensaiados a 80°C apresenta uma menor rugosidade (Figura 3.10). Estas observações indicam que existe uma maior quantidade de energia dissipada durante a propagação para as temperaturas inferiores. Verifica-se também que os valores de K_{Ic} e G_{Ic} , para todos os níveis de temperaturas estudados, são superiores para a espécie de madeira Beech (*Fagus sylvatica* L.), o que pode ser explicado pelo facto desta espécie ser mais densa do que a espécie Epícea (*Picea abies*).

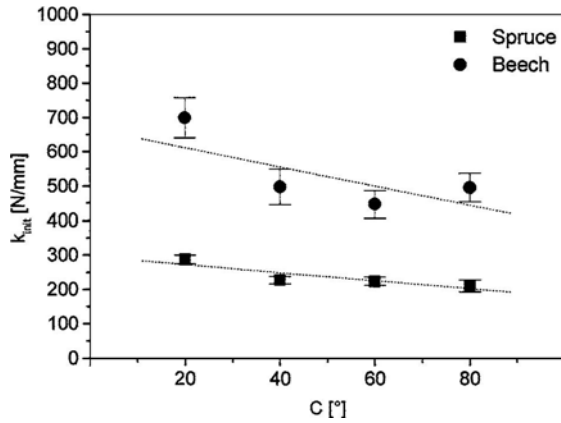


Figura 3.7. Curva $K_{Ic} = f(C)$ para as espécies de madeira *Picea abies* e *Beech* (Reiterer 2001).

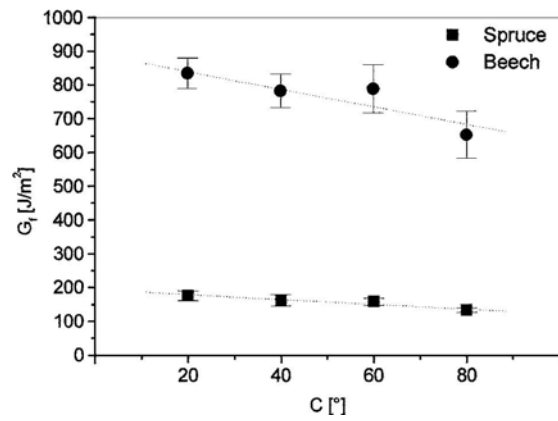


Figura 3.8. Curva $G_{Ic} = f(C)$ para as espécies de madeira *Picea abies* e *Beech* (Reiterer 2001).

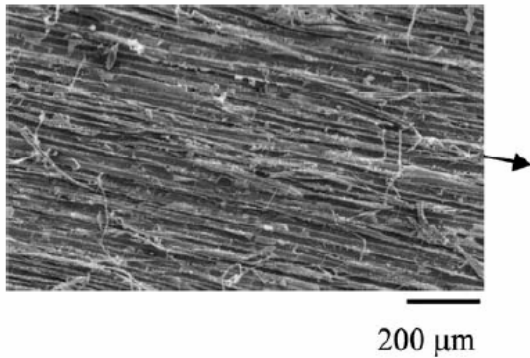


Figura 3.9. Superfície de fractura típica de um provete de madeira Epícea, e a uma temperatura de 20°C (Reiterer 2001).

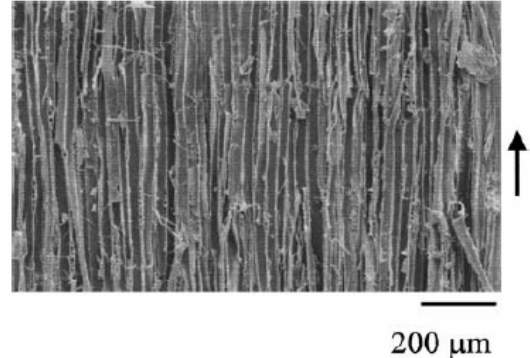


Figura 3.10. Superfície de fractura típica de um provete de madeira Epícea, e a uma temperatura de 80°C (Reiterer 2001).

Reiterer *et al.* (2002) analisaram a influência do teor de humidade (entre 7%±0,5% e 55%±5%) nas propriedades de fractura da espécie de madeira Epícea (*Picea abies*), para o sistema de propagação RL. Os estudos experimentais foram efectuados recorrendo ao provete *Wedge Splitting* (WS), com as dimensões nominais presentes na figura 3.11. O efeito do teor de humidade sobre as curvas $P-\delta$ está ilustrado na Figura 3.12. Como se pode observar, um aumento do teor de humidade implica uma diminuição da força máxima e um aumento do deslocamento correspondente. De acordo com os resultados obtidos por Reiterer *et al.* (2002), o factor crítico de intensidade de tensão em modo I (K_{Ic}) diminui com o aumento do teor de humidade (Figura 3.13). Contudo, a diminuição mais significativa de K_{Ic} ocorre na passagem do teor de humidade de 7 para 12%. A taxa crítica de libertação de energia em modo I (G_{Ic}) apresenta um comportamento inverso ao verificado para o valor de K_{Ic} , isto é, o valor de G_{Ic} aumenta com o aumento do teor de humidade (Figura 3.14).

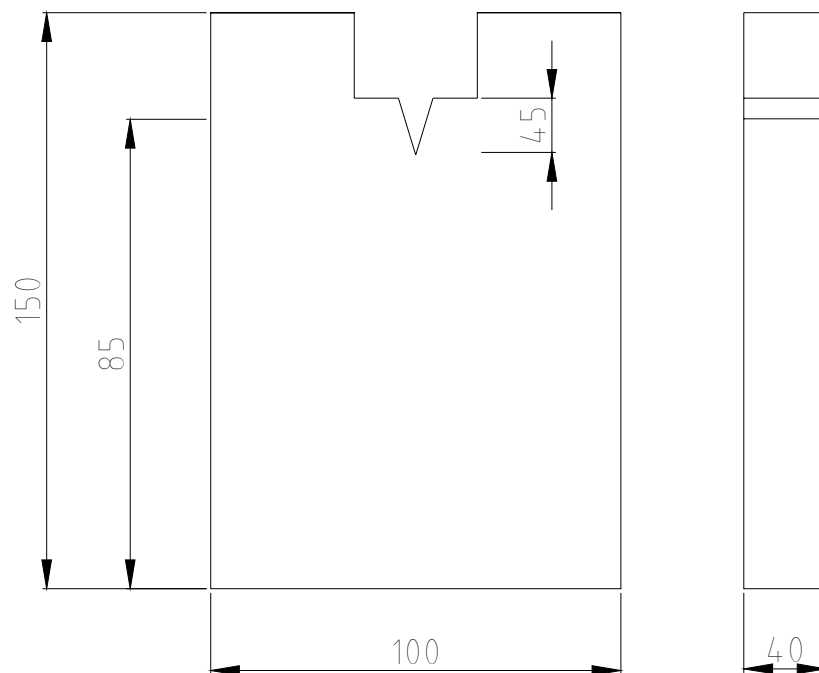


Figura 3.11. Dimensões utilizadas por Reiterer *et al.* (2002) para o provete WS.

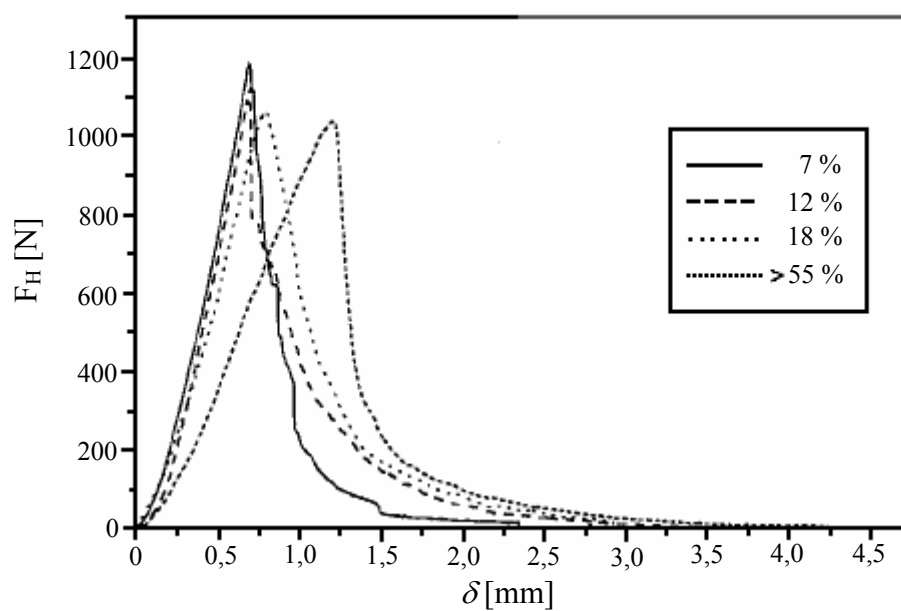


Figura 3.12. Comportamento das curvas P - δ considerando diferentes índices de humidade (Reiterer *et al.* 2002).

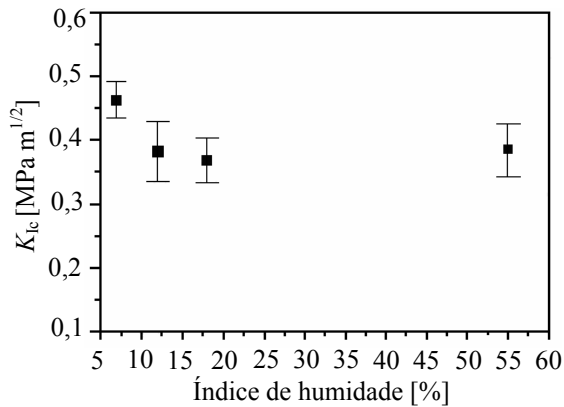


Figura 3.13. Comportamento de K_{Ic} em função do índice de humidade (Reiterer *et al.* 2002).

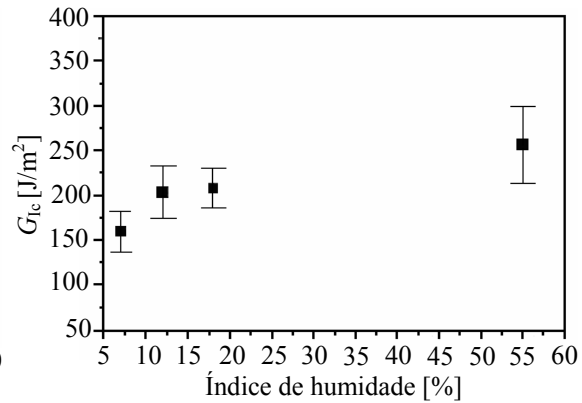


Figura 3.14. Evolução de G_{Ic} em função do índice de humidade (Reiterer *et al.* 2002).

Frühmann *et al.* (2002) determinaram as propriedades de fractura em modo I das espécies de madeira Epícea (*Picea abies*) e Beech (*Fagus sylvatica* L.), recorrendo ao provete *Wedge Splitting* (WS). Os resultados obtidos por estes autores (as taxas críticas de libertação de energia para os sistemas RL e TL) encontram-se na tabela 3.2. A madeira de Beech apresenta, quer para o sistema RL quer para o sistema TL, valores de G_{Ic} superiores aos da madeira de Epícea. Durante a execução dos ensaios experimentais os autores constataram que era difícil medir com rigor o valor do comprimento de fenda.

Morel *et al.* (2002) efectuaram um estudo sobre o efeito de escala na curva-*R* em modo I utilizando o provete TDCB (Figura 3.15). Para esse efeito, testaram seis séries de provetes com dimensões homotéticas (Tabela 3.3), todas elas orientadas segundo o sistema de propagação TL. Neste trabalho foram consideradas duas espécies de madeira diferentes: as espécies *Pinus pinaster* e *Picea abies*. As curvas de resistência foram obtidas a partir das curvas *P-δ*, utilizando a definição de taxa crítica de libertação de energia (Figura 3.16) e o conceito de fenda elástica equivalente, estando o resultado ilustrado na Figura 3.17. Através da aplicação desta metodologia de tratamento de dados, Morel *et al.* (2002) quantificaram o efeito de escala na taxa crítica de libertação de energia para as espécies de *Pinus pinaster* e *Picea abies* (Figura 3.18).

Tabela 3.2. Valor de G_{Ic} para as espécies Epícea e Beech, e para os sistemas de propagação RL e TL (Frühmann *et al.* 2002).

Espécie	Sistema de propagação de fenda	Modo I (N mm ⁻¹)	Coefficiente de variação (N mm ⁻¹)
Epícea (<i>Picea abies</i>)	RL	0,18	0,01
	TL	0,23	0,02
Beech (<i>Fagus sylvatica</i> L.)	RL	0,54	0,20
	TL	0,73	0,26

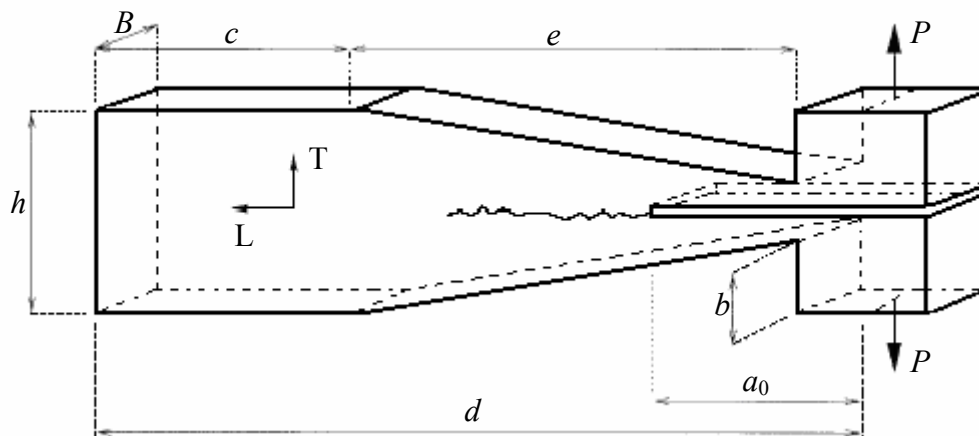


Figura 3.15. Geometria usada por Morel *et al.* (2002) para o provete TDCB.

Tabela 3.3. Dimensões para os provetes TDCB utilizadas por Morel *et al.* (2002).

B	d	a_0	h	b	c	e
7,5	140	40	25	7,5	60	70
11,3	210	60	37,5	11,3	90	105
15	280	80	50	15	120	140
22,5	420	120	75	22,5	180	210
30	560	160	100	30	240	280
60	1120	320	200	60	480	560

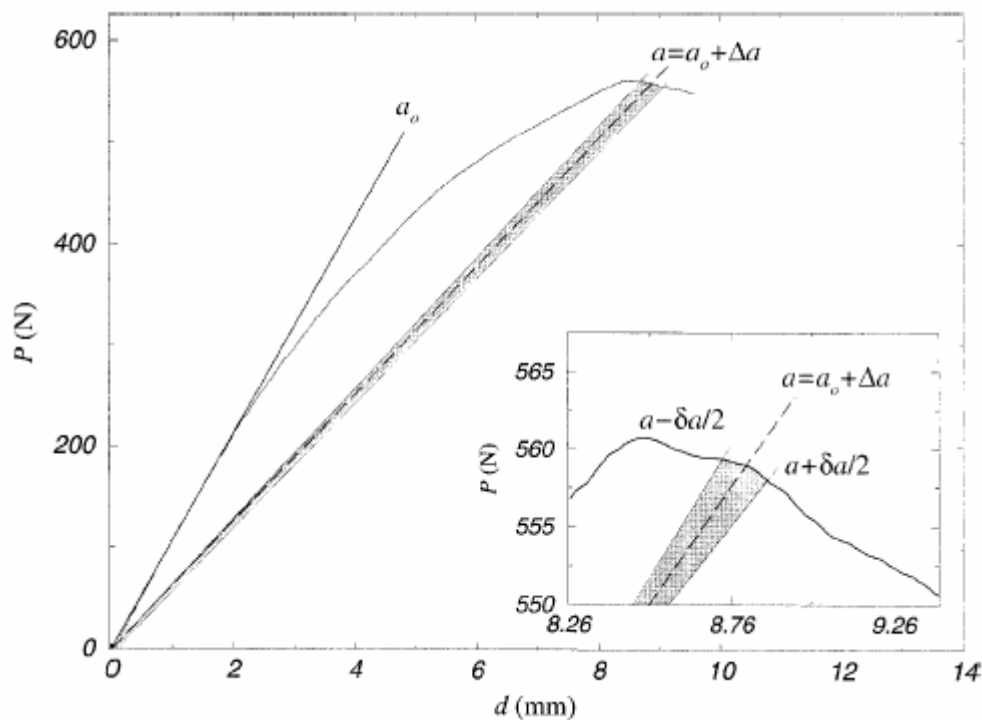


Figura 3.16. Método para a determinação da taxa de liberação de energia elástica $G_R = A / (\delta a B)$ utilizado por Morel *et al.* (2002).

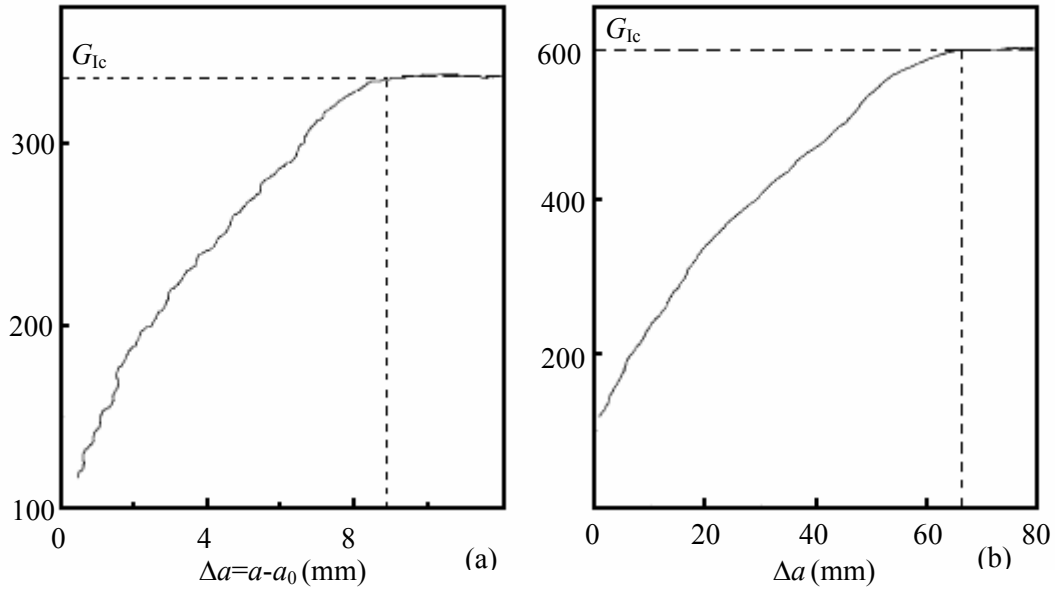


Figura 3.17. Comportamento das curvas de resistência material para a menor (a) e maior (b) dimensão B utilizada e para a espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait. (Morel *et al.* 2002).

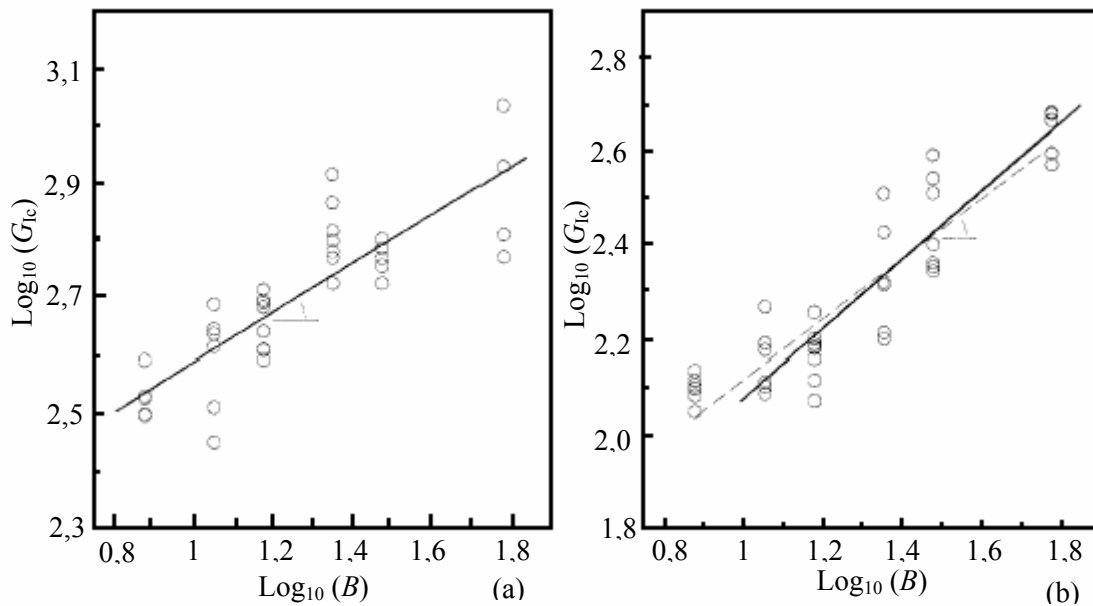


Figura 3.18. Influência da coordenada B no valor de G_{Rc} verificada para as espécies de madeira *Pinus pinaster* Ait. (a) e *Picea abies* (b), (Morel *et al.* 2002).

Morel *et al.* (2005) desenvolveram um método para a identificação da curva- R da madeira em modo I e para a determinação da força máxima a partir da curva- R , baseado no ensaio *Single Edged Notch-Three Point Bending* (SEN-TPB). O referido método, aplicado pelos autores ao sistema de propagação TL da madeira de *Picea abies*, baseia-se na Mecânica

da Fractura Linear Elástica (MFLE) e no conceito de fenda elástica equivalente, que contempla a existência de uma ZPF na extremidade da fenda. Com base no comportamento da curva $P-\delta$ obtida a partir de ensaios de carga e descarga (Figura 3.19), os autores concluíram que o comportamento à fractura da madeira pode ser descrito através da MFLE, dado que o aumento da flexibilidade (C) se pode atribuir exclusivamente ao desenvolvimento da ZPF na extremidade da fenda, permanecendo o resto do material no domínio linear. Para a determinação do comprimento da fenda elástica equivalente a partir das curvas $P-\delta$, Morel *et al.* (2005) utilizaram um método de calibração numérico-experimental da flexibilidade que permite acomodar a variabilidade das propriedades elásticas da madeira.

Dourado *et al.* (2005) estudaram o comportamento à fractura em modo I da madeira de *Pinus pinaster* no sistema de propagação de fendas TL, através de ensaios de flexão em três pontos (*Single Edged Notch-Three Point Bending*, SEN-TPB). Na Figura 3.20 estão representados os provetes empregues, constituídos por três peças coladas com um adesivo de epóxico, sendo a peça central a parte de teste. O valor do comprimento de fenda inicial a_0 , considerado por Dourado *et al.* (2005), foi de $a_0=0,5 h$. Na Figura 3.21 está ilustrado o ensaio, onde o deslocamento do dispositivo de aplicação de carga (δ_F) e dos pontos médios das duas barras metálicas ilustradas na figura 3.21 ($\delta_i, i=1, 2$), foram determinados a partir do uso de LVDTs.

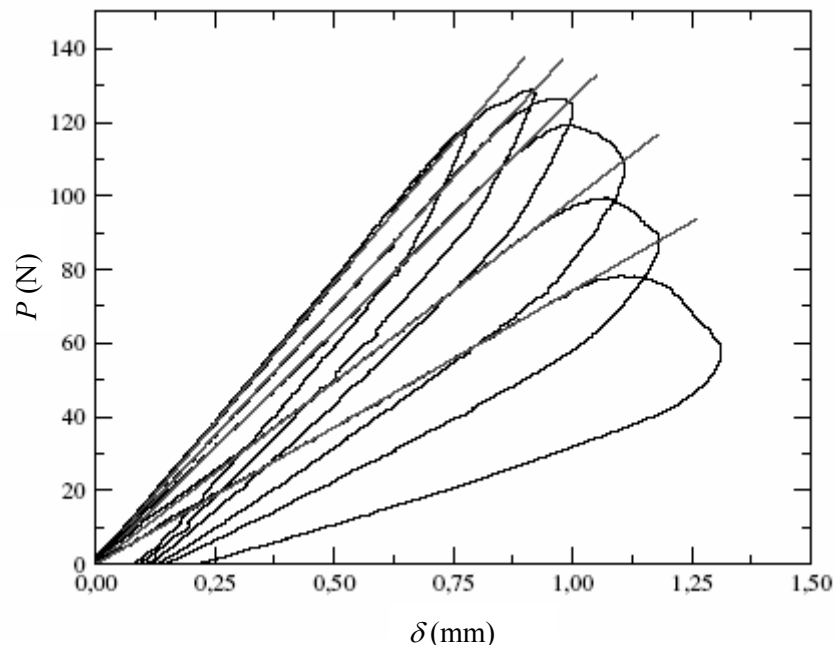


Figura 3.19. Ciclos de carga-descarga. As linhas rectas correspondem ao inverso da flexibilidade inicial (C_0) de cada ciclo.

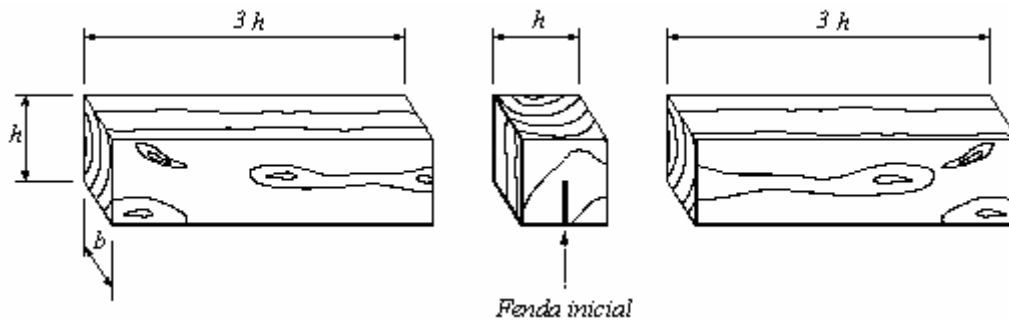


Figura 3.20. Partes constituintes do provete SEN-TPB antes da operação de colagem ($h=70$ mm e $b=40$ mm).

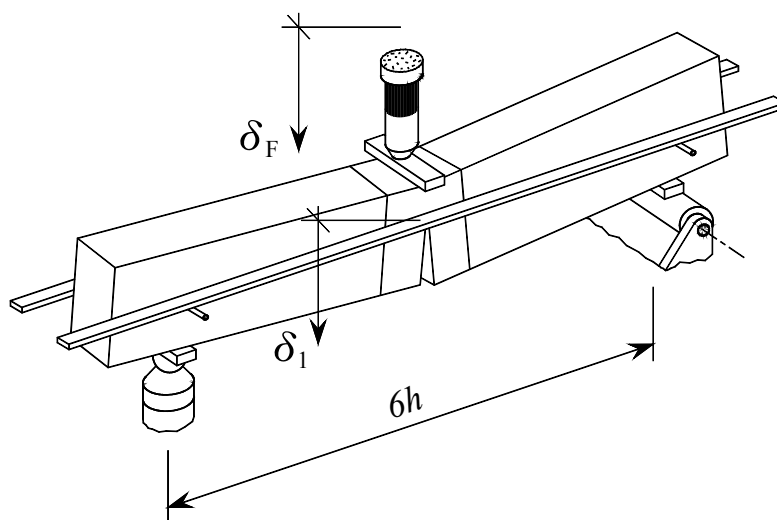


Figura 3.21. Dispositivo utilizado por Dourado *et al.* (2005) para a realização dos ensaios de fractura em modo I. Neste dispositivo o valor de h é igual a 70 mm.

As curvas P - δ obtidas por Dourado *et al.* (2005) estão ilustradas na Figura 3.22. Como se pode observar a curva P - δ apresenta um comportamento não linear antes de ser atingida a força máxima, o qual pode ser explicado pelo desenvolvimento de uma ZPF a partir da fenda inicial. Os autores também procederam neste trabalho à determinação das curvas de resistência (Figura 3.23), através do método de calibração numérico-experimental da flexibilidade proposto por Morel *et al.* (2005).

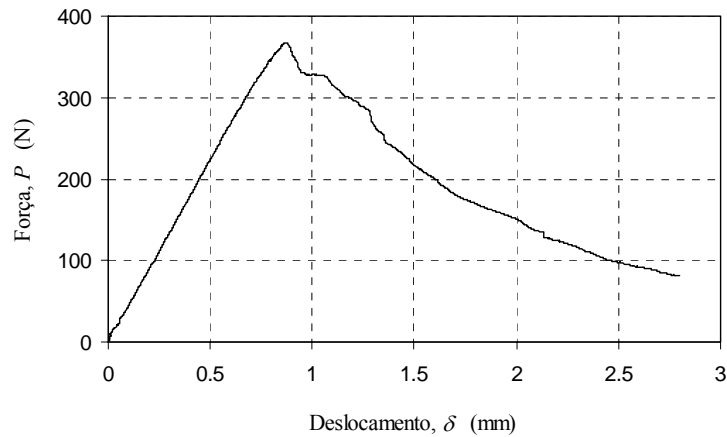


Figura 3.22. Curva P - δ típica, obtida a partir de um ensaio de flexão em três pontos, do material *Pinus pinaster* Ait., recorrendo a provetes SEN-TPB. (Dourado *et al.* 2005).

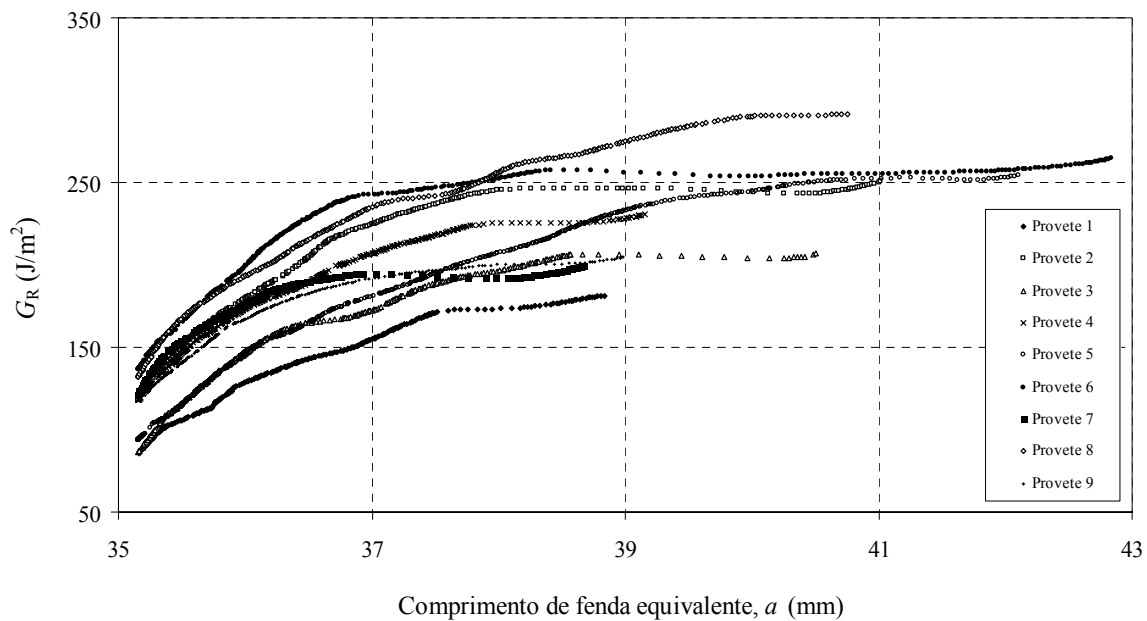


Figura 3.23. Curvas- R obtidas para o provete SEN-TPB de *Pinus pinaster*. (Dourado *et al.* 2005).

As curvas de resistência obtidas por Dourado *et al.* (2005) apresentam um patamar com extensão reduzida onde a taxa de libertação de energia em modo I é constante e igual a G_{Ic} (Figura 3.23). Este facto pode ser provocado pelo desenvolvimento de tensões compressivas no ligamento ao longo da execução dos ensaios experimentais. A existência de tensões compressivas restringe o desenvolvimento de uma forma auto-semelhante da ZPF, o que origina um aumento artificial da energia de fractura libertada pelo provete.

Ribeiro *et al.* (2006a) usaram o ensaio *Double Cantilever Beam* (DCB) em conjunto com a Teoria das Vigas Corrigida (TVC) para determinar as propriedades de fractura em modo I da madeira de *Pinus pinaster*, no sistema de propagação RL. As dimensões nominais utilizadas para os provetes DCB foram (Figura 3.24): $L=250$ mm, $B=20$ mm, $h=10$ mm e $a_0=100$ mm. Todos os ensaios experimentais foram executados à velocidade do travessão de 2 mm/min, tendo-se registado a evolução da força P e do deslocamento δ com um sistema de aquisição de dados Spider 8, da HBM. Durante os ensaios foi também registado a evolução do comprimento de fenda, recorrendo a uma câmara digital Sony DFW-V500 (Figura 3.25). O conjunto das curvas P - δ obtidas por Ribeiro *et al.* (2006a) encontra-se na figura 3.26. Por sua vez, na figura 3.27 pode-se observar que a taxa de libertação de energia durante a propagação se pode considerar independente do comprimento de fenda.

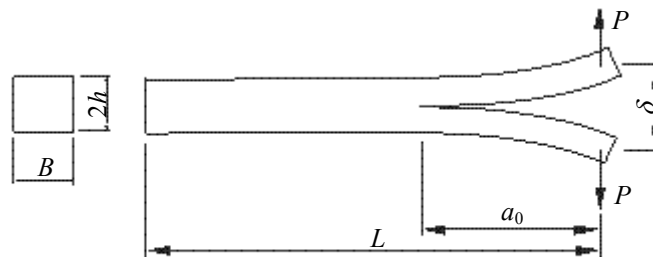


Figura 3.24. Provette *Double Cantilever Beam* (DCB) utilizado por Ribeiro *et al.* (2006a).



Figura 3.25. Set-up utilizado por Ribeiro *et al.* (2006a), para a determinação das propriedades de fractura em modo I da espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait.

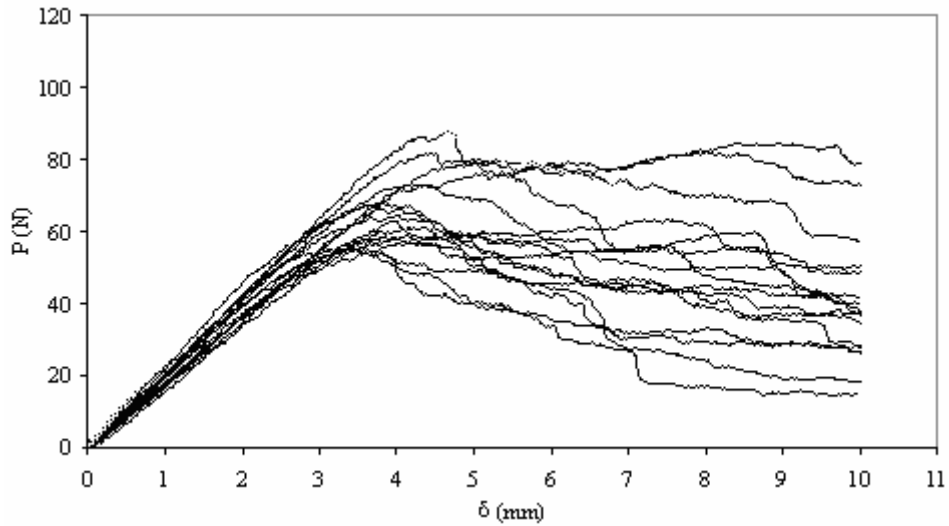


Figura 3.26. Comportamento das curvas P - δ experimentais obtidas por Ribeiro *et al.* (2006a).

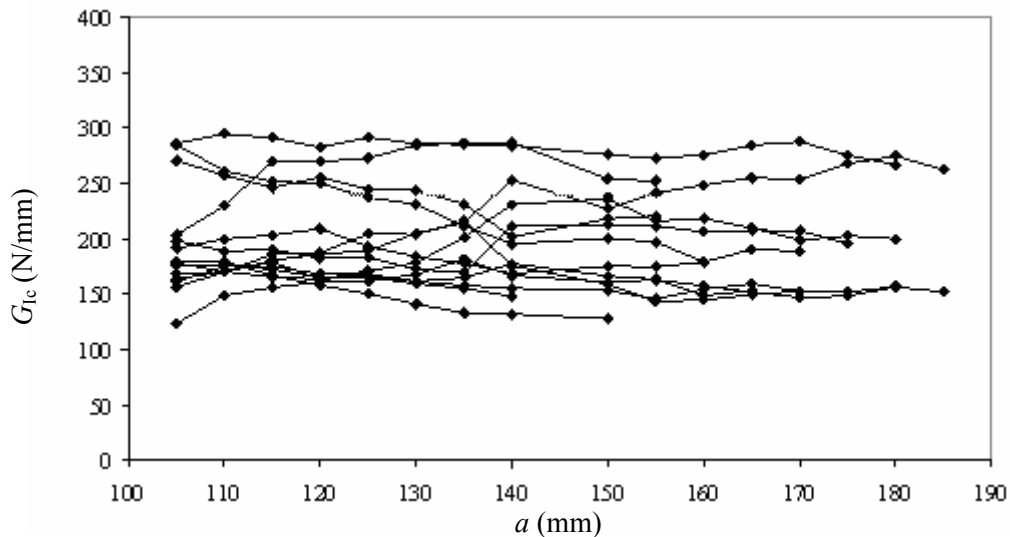


Figura 3.27. Variação da taxa crítica de liberação de energia com o comprimento da fenda (Ribeiro *et al.* 2006a).

Como forma de controlo da validade da TVC para a determinação de G_{Ic} , os autores procederam à determinação do módulo de elasticidade longitudinal (E_L), o qual apresenta um comportamento independente do comprimento de fenda (Figura 3.28). O comportamento da curva $E_L=f(a)$ confirma a validade da TVC para a identificação da taxa crítica de liberação de energia em modo I da madeira *Pinus pinaster*, para o sistema de propagação de fendas RL.

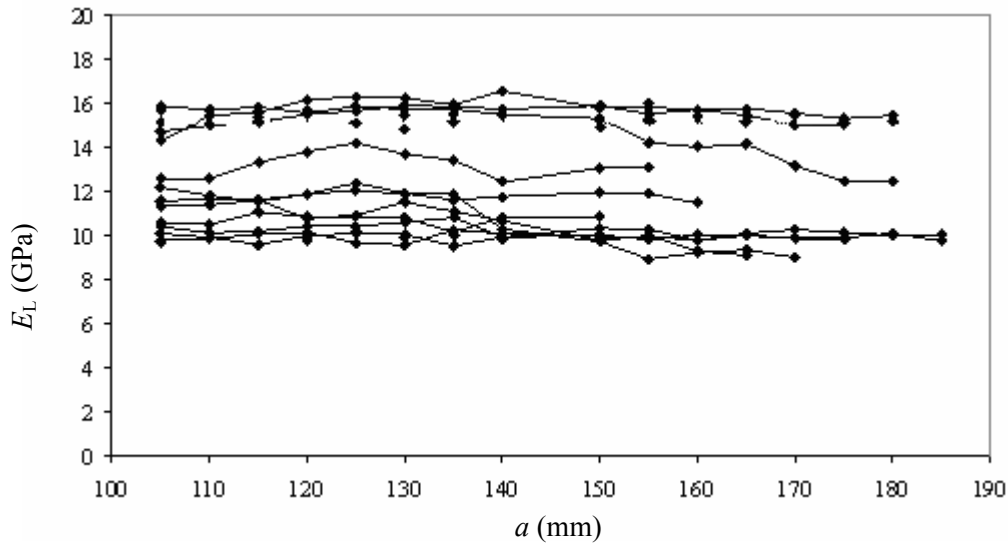


Figura 3.28. Variação do módulo de elasticidade com o comprimento da fenda (Ribeiro *et al.* 2006a).

Yoshihara *et al.* (2006) efectuaram um estudo comparativo de diferentes metodologias de tratamento de dados do ensaio DCB para determinar as propriedades de fractura em modo I da madeira, tendo apresentado uma nova metodologia que designaram por *Compliance Combination Method* (CCoM). Além desta metodologia de tratamento de dados, Yoshihara *et al.* (2006) analisaram duas metodologias baseadas na Teoria de Vigas Elementar (*Elementary Beam Theory I* - EBT I - e *Elementary Beam Theory II* - EBT II), duas versões da Teoria de Vigas Modificada (*Williams Modified Beam Theory* – WMBT - e *Modified Beam Theory Method* - MBTM) e duas metodologias baseadas no Método de Calibração da Flexibilidade (*Kageyama Calibration Method* – KCM - e *Davidson Calibration Method* - DCM).

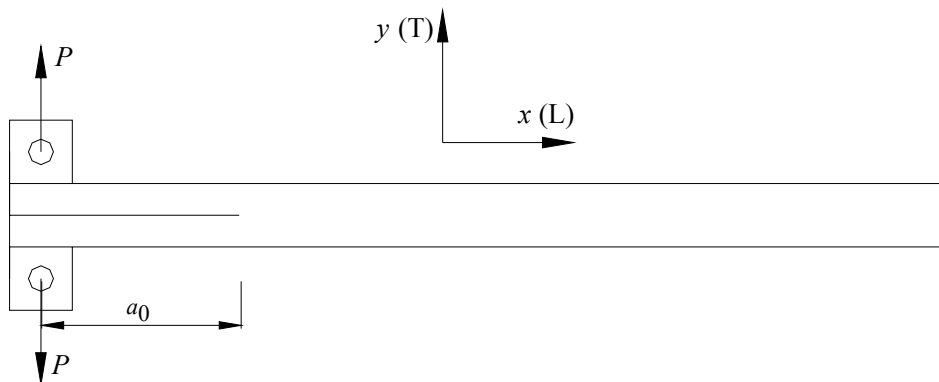


Figura 3.29. Configuração utilizada por Yoshihara *et al.* (2006), para o provete DCB.

Yoshihara *et al.* (2006) usaram provetes de madeira da espécie *Tsuga heterophylla* Sarg. com configuração apresentada na figura 3.29, com as dimensões nominais de 315x15x15 mm e com diferentes comprimentos de fenda inicial ($a_0=90, 120, 150, 180$ e 210 mm). Segundo os autores, as metodologias de tratamento de resultados baseadas na Teoria de Vigas Elementar (EBT I e EBT II) são inadequadas para a determinação de G_{Ic} (Figura 3.30). Os métodos baseados na Teoria de Vigas (EBT I, EBT II, WMBT e MBTM) apresentam como desvantagem a necessidade de execução de ensaios experimentais adicionais para a determinação do módulo de elasticidade. Ainda de acordo com os autores, os métodos de Calibração da Flexibilidade (KCM e DCM) apresentam uma desvantagem importante: a necessidade de utilizar provetes com diferentes valores de a_0 para proceder à calibração experimental da flexibilidade. Deste modo Yoshihara *et al.* (2006) concluíram que a metodologia de tratamento de resultados CCoM é a mais adequada para a determinação de G_{Ic} , uma vez que não requer a execução de ensaios adicionais para a determinação das propriedades de fractura em modo I.

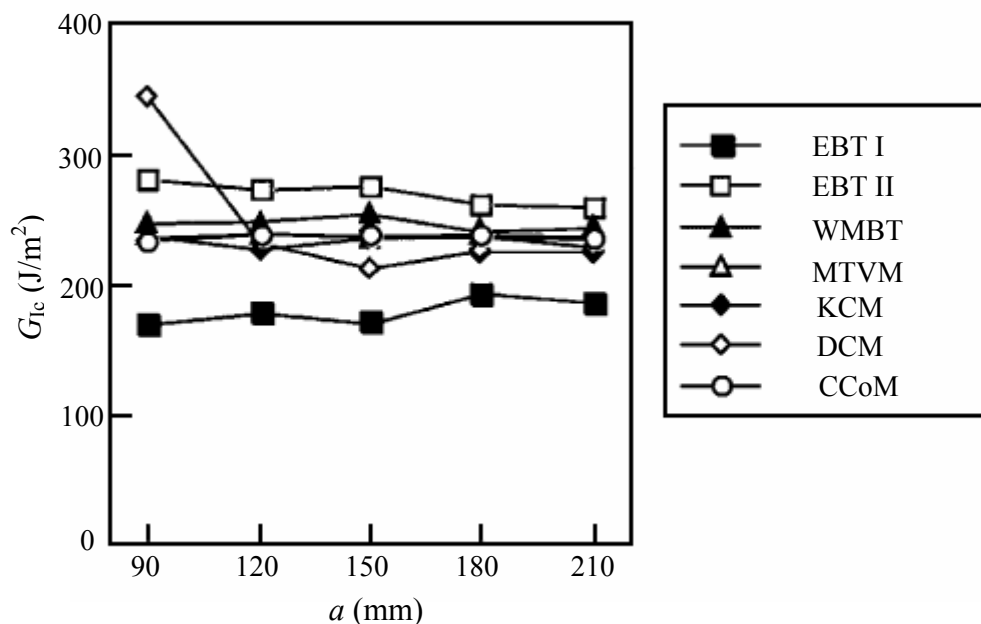


Figura 3.30. Comparação entre o valor de G_{Ic} obtido, por Yoshihara *et al.* (2006), recorrendo a diferentes metodologias de tratamento de resultados e considerando diferentes valores de a_0 .

3.2.2. Análise por elementos finitos

Coureau *et al.* (2005) apresentam um estudo por elementos finitos do provete TDCB, recorrendo ao *software* Cast3M®. A região de propagação da fenda foi modelada recorrendo a elementos finitos isoparamétricos de interface de quatro nós, implementados no código Cast3M® e desenvolvidos por Beer (1985). A geometria e as dimensões nominais utilizadas para o provete TDCB encontram-se representadas na figura 3.31, sendo a espessura deste provete igual a 15 mm. A malha de elementos finitos construída por Coureau *et al.* (2005) pode ser observada na figura 3.32. Nesta malha de elementos finitos, os dois braços simétricos do provete TDCB foram modelados recorrendo a elementos planos isoparamétricos de três nós. Os elementos finitos de interface foram colocados ao longo da linha de simetria do provete. A partir do modelo de elementos finitos obteve-se a curva $P-\delta$ (Figura 3.33), que foi comparada com as curvas experimentais obtidas por Morel (1998) para a mesma espécie de madeira. A partir desta comparação Coureau *et al.* (2005) concluíram que existe uma boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais pese embora a diferença existente nos valores da rigidez inicial experimental e numérica (Figura 3.33). Neste trabalho Coureau *et al.* (2005) determinaram ainda a distribuição de tensões normais na vizinhança da extremidade da fenda (Figura 3.34), tendo constatado que é praticamente independente do comprimento de fenda.

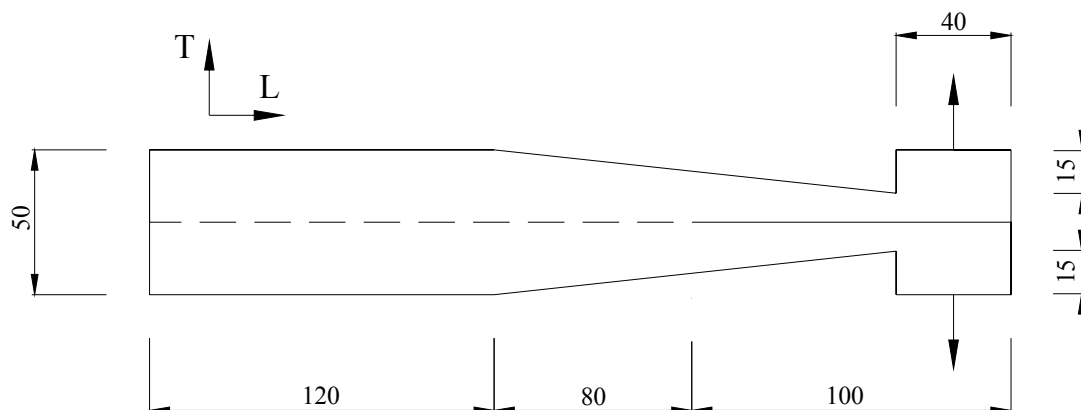


Figura 3.31. Geometria e dimensões utilizadas para o provete TDCB (Coureau *et al.* 2005).

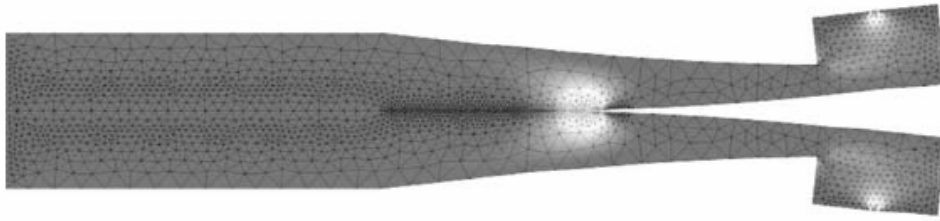


Figura 3.32. Modelo de elementos finitos utilizado para o provete TDCB (Coureau *et al.* 2005).

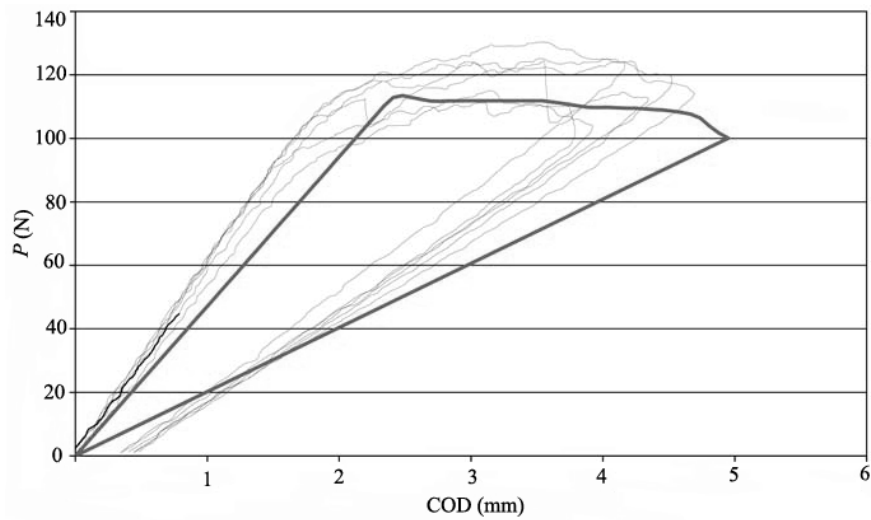


Figura 3.33. Comparação entre os resultados experimentais (curvas de espessura fina) e os resultados numérico (curva de espessura grossa) efectuadas por Coureau *et al.* (2005).

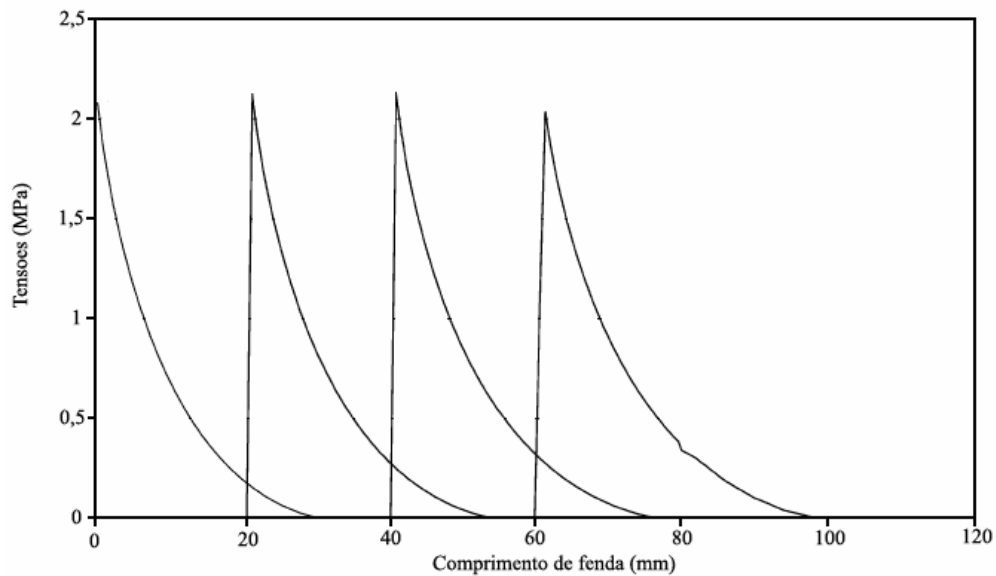


Figura 3.34. Distribuição das tensões obtida, por Coureau *et al.* (2005), para diferentes comprimentos de fenda (imagem adaptada de Coureau *et al.* 2005).

Dourado *et al.* (2005) simularam a propagação de uma fenda (modo I) em provetes *Single Edged Notch – Three Point Bending* (SEN-TPB) da madeira de pinho marítimo (*Pinus pinaster* Ait.), usando o software ABAQUS®. Neste estudo os autores recorreram a um modelo bilinear (Figura 3.35) utilizado por Stanzl-Tschegg *et al.* (1995) e a um elemento finito de interface desenvolvido por de Moura *et al.* (1997) e Gonçalves *et al.* (2000). A malha de elementos finitos elaborada por Dourado *et al.* (2005) é constituída por 268 elementos planos isoparamétricos de oito nós (Figura 3.36). Na região de ligamento do provete (ou região coesiva) foram colocados 64 elementos finitos de interface e impuseram-se as condições de fronteira compatíveis com o ensaio de flexão em três pontos. Neste estudo os autores desenvolveram um método inverso de determinação dos parâmetros da lei de dano (δ_{int} , σ_{int} e $\delta_{u,i}$ na Figura 3.35), combinando para isso o Método de Elementos Finitos (MEF) e um Algoritmo Genético (AG) previamente desenvolvido (Dourado, 2001). Nas figuras 3.37 e 3.38 apresentam-se comparações entre as curvas $P-\delta$ e de resistência (curvas- R) obtidas experimentalmente e pelo método inverso, respectivamente.

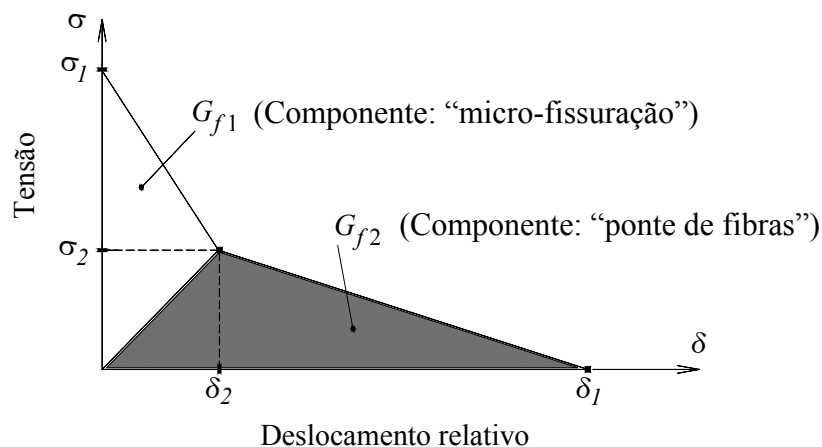


Figura 3.35. Modelo de amaciamento das tensões utilizado por Stanzl-Tschegg *et al.* (1995).

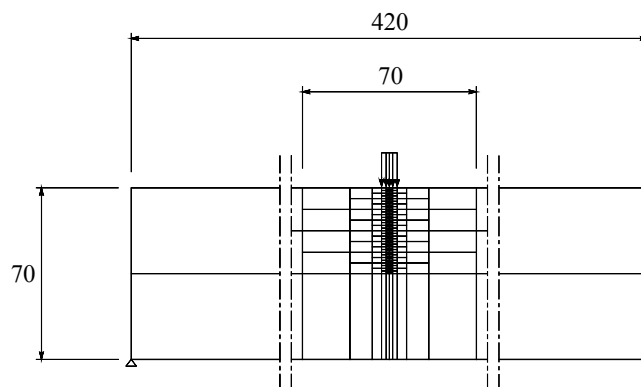


Figura 3.36. Modelo de elementos finitos utilizado por Dourado *et al.* (2005).

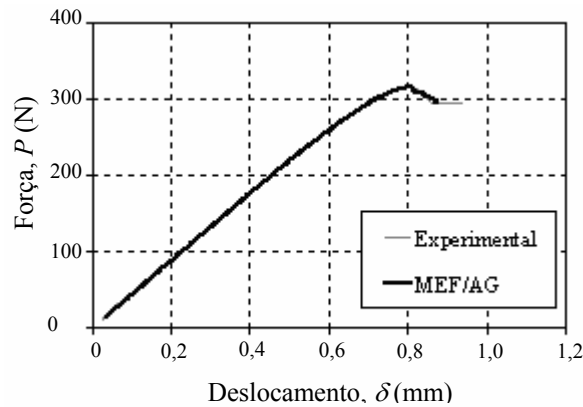


Figura 3.37. Comportamento típico da curva P - δ , obtido por ensaios experimentais e pelo método inverso, usando o provete SEN-TPB (Dourado *et al.* 2005).

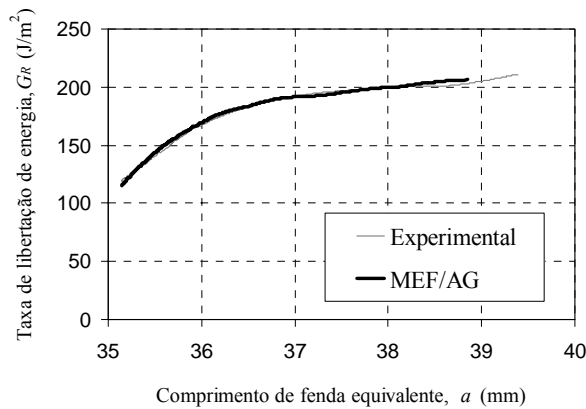


Figura 3.38. Comportamento típico da curva R , obtido por ensaios experimentais e pelo método inverso, usando o provete SEN-TPB (Dourado *et al.* 2005).

Ribeiro *et al.* (2006b), recorreram à simulação por elementos finitos do provete *Double Cantilever Beam* (DCB), com o objectivo de verificar a aplicabilidade da Teoria de Vigas Corrigida (TVC) para a determinação das propriedades de fractura em modo I, da espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait. Neste trabalho foram modelados numericamente provetes DCB com a geometria representada na figura 3.24. Com esse intuito, os autores elaboraram um modelo bidimensional (2D) de elementos finitos, com 1160 elementos planos de oito nós, da biblioteca de elementos do código ABAQUS® (Figura 3.39), e com 190 elementos de interface, previamente desenvolvidos por de Moura *et al.* (1997) e Gonçalves *et al.* (2000). A análise por elementos finitos foi realizada considerando condições de estado plano de tensão e um comportamento não linear geométrico. Com base nos resultados numéricos, os autores concluíram que a taxa de libertação de energia em modo I (G_{Ic}) se pode considerar constante (independente do comprimento de fenda a) e que, esta difere apenas 1,21% em relação ao seu

valor de referência previamente introduzido no modelo numérico (Figura 3.40). A validade da TVC para a determinação do valor de G_{Ic} está confirmada na figura 3.41, onde se encontra representado o comportamento da curva $E_L=f(a)$. A partir desta figura pode-se observar que o valor de E_L é praticamente independente do comprimento de fenda. Além disso, o valor médio obtido (15,2 GPa) difere apenas 0,66% do valor introduzido no modelo numérico (15,1 GPa).

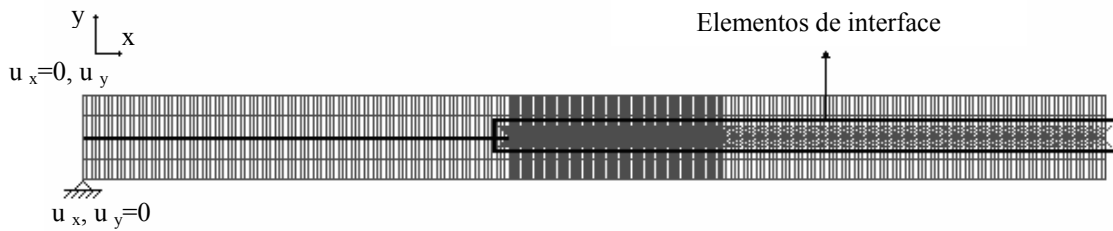


Figura 3.39. Modelo de elementos finitos do ensaio DCB, utilizado por Ribeiro *et al.* (2006b).

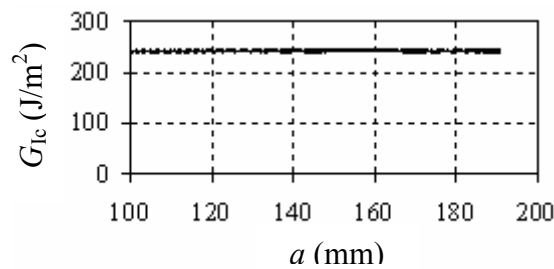


Figura 3.40. Evolução da taxa crítica de libertação de energia em função do comprimento de fenda (Ribeiro *et al.* 2006b).

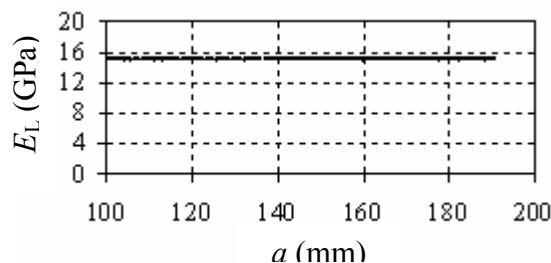


Figura 3.41. Variação do módulo de elasticidade em função do comprimento de fenda (Ribeiro *et al.* 2006b).

3.3. PROPAGAÇÃO DE FENDAS EM MODO II

O estudo da fractura em modo II na madeira encontra-se num estado quase embrionário, pelo que existe actualmente um grande interesse por parte da comunidade científica na determinação das propriedades de fractura da madeira neste modo de propagação. Para esse efeito, existem na literatura vários ensaios, entre os quais se destacam os ensaios *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF).

Esta secção é composta por duas partes. Na primeira descreve-se o actual estado da arte referente aos estudos experimentais para a determinação das propriedades de fractura em modo II. Na segunda parte apresentam-se os estudos por elementos finitos efectuados e os métodos de tratamento de resultados propostos para a determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo II (G_{IIc}).

3.3.1. Análise experimental

Yoshihara *et al.* (2000) examinaram a aplicabilidade do ensaio *End Notched Flexure* (ENF) para a determinação das propriedades de fractura em modo II. O esquema do provete e do ensaio efectuado por Yoshihara *et al.* (2000) encontra-se ilustrado na figura 3.42 ($W=500$ mm, $2h=20$ mm, $B=20$ mm e $2L = 460$ mm). A fenda inicial foi introduzida no plano TL, para relações a_0/L compreendidas entre 0,3 a 0,9. Na região da pré-fenda foi introduzida uma folha de Teflon[®] com uma espessura de 0,5 mm, com o intuito de reduzir o atrito na região de contacto entre o braço superior e inferior do provete.

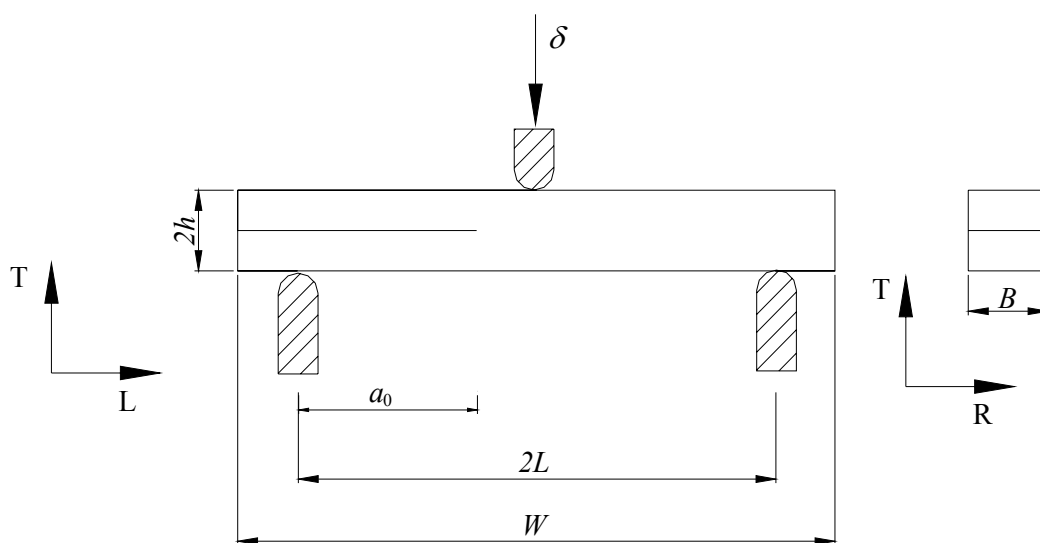


Figura 3.42. Geometria do provete ENF utilizada por Yoshihara *et al.* (2000).

As propriedades de fractura em modo II foram determinadas recorrendo a duas metodologias de tratamento de resultados. A primeira metodologia, baseada na Teoria das Vigas, assenta na seguinte expressão proposta por Russell *et al.* (1985):

$$G_{II} = \frac{9CP^2a^2}{2B(2L^3 + 3a^3)}. \quad (3.1)$$

Nesta equação, C é a flexibilidade do provete,

$$C = \frac{\delta}{P} \quad (3.2)$$

onde δ representa a flecha medida na face inferior do provete, com um LVDT (Figura 3.43). A segunda metodologia utilizada por Yoshihara *et al.* (2000) é baseada nos trabalhos de Kageyama *et al.* (1991) e Tanaka *et al.* (1995), segundo a qual o valor da taxa de libertação de energia em modo II (G_{II}) é obtido recorrendo à equação

$$G_{II} = \frac{3}{8} \frac{P^2 \lambda}{Bh} \quad (3.3)$$

onde λ é a flexibilidade medida recorrendo ao deslocamento tangencial relativo dos braços superior e inferior (ν , na Figura 3.43),

$$\lambda = \frac{\nu}{P}. \quad (3.4)$$

O valor de iniciação da taxa de libertação de energia em modo II ($G_{II(iii)}$) foi determinado para todos os provetes ensaiados (Equações (3.1) e (3.3)), enquanto que a taxa crítica de libertação de energia (G_{IIc}) foi apenas determinada para os provetes com a_0/L igual a 0,7 e 0,8, uma vez que para estes casos a propagação é estável. Contudo, a aplicação da equação (3.1) para a determinação de G_{IIc} requer a medição do comprimento de fenda a , o que é difícil de efectuar com precisão. Com o objectivo de contornar este problema Yoshihara *et al.* (2000), basearam-se nos trabalhos de Kageyama *et al.* (1991) e de Tanaka *et al.* (1995) para estimar o valor do comprimento de fenda (a_p),

$$a_p = 2h(\beta_0 + \beta_1 \sqrt{B\lambda}), \quad (3.5)$$

Onde

$$\beta_0 = -\frac{1}{2} \sqrt{\frac{1}{62.4} \left(\frac{E_L}{G_{LT}} \right) \left\{ 3 - 2 \left(\frac{\sqrt{E_L E_T}}{4.8 G_{LT} + \sqrt{E_L E_T}} \right) \right\}^2} \quad (3.6)$$

e

$$\beta_1 = \sqrt{\frac{E_L}{6}} \quad (3.7)$$

A obtenção de a_p requer a determinação das constantes β_0 e β_1 (equação (3.5)) através da realização de ensaios independentes, tendo os autores recorrido a ensaios de compressão.

Yoshihara *et al.* (2000) verificaram que $G_{II(ini)}$ aumenta com a relação a_0/L (Figura 3.44). Por outro lado, os autores determinaram as curvas- R ($G_{IIc}=f(\Delta a)$) para as relações a_0/L iguais a 0,7 e 0,8 (Figura 3.45), tendo constatado que G_{IIc} assume um valor constante para um comprimento de fenda (a) igual a 200 mm. Deste modo o valor de G_{IIc} foi determinado, para valores de a superiores a 200 mm, como sendo o valor médio dos pontos experimentais da curva $G_{IIc}=f(\Delta a)$.

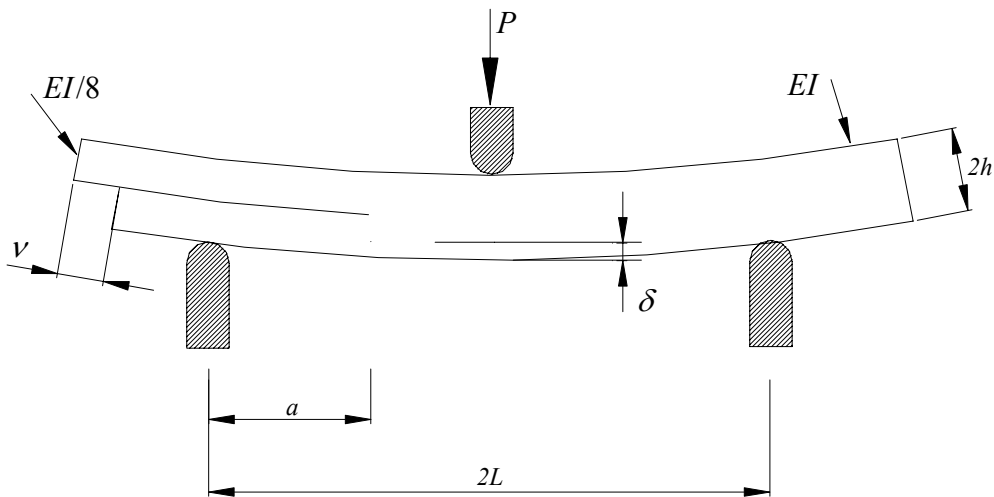


Figura 3.43. Esquematização de um ensaio de modo II (Yoshihara *et al.* 2000).

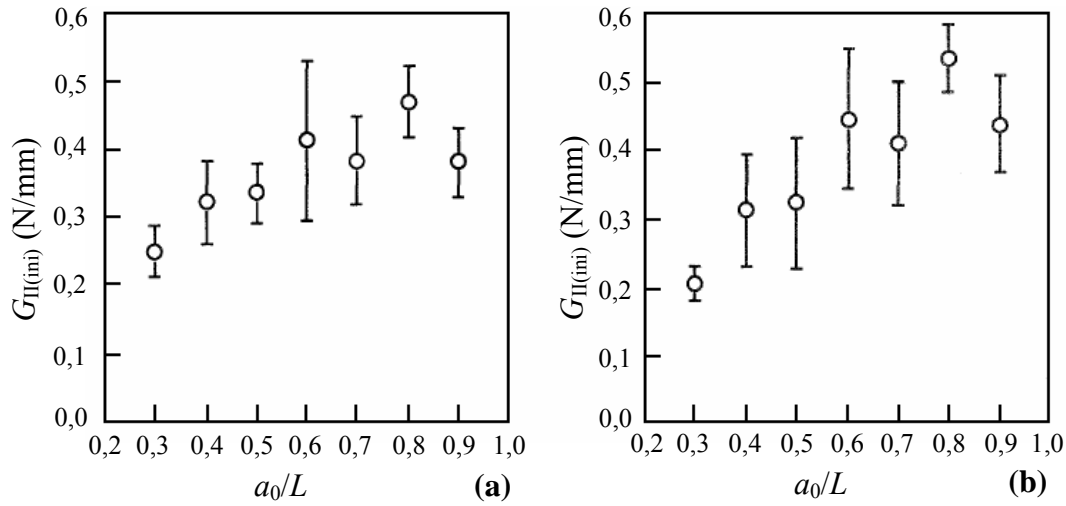


Figura 3.44. Determinação de $G_{II(ini)}$ recorrendo à equação 3.1 (a) e à equação 3.3 (b). (Yoshihara *et al.* 2000).

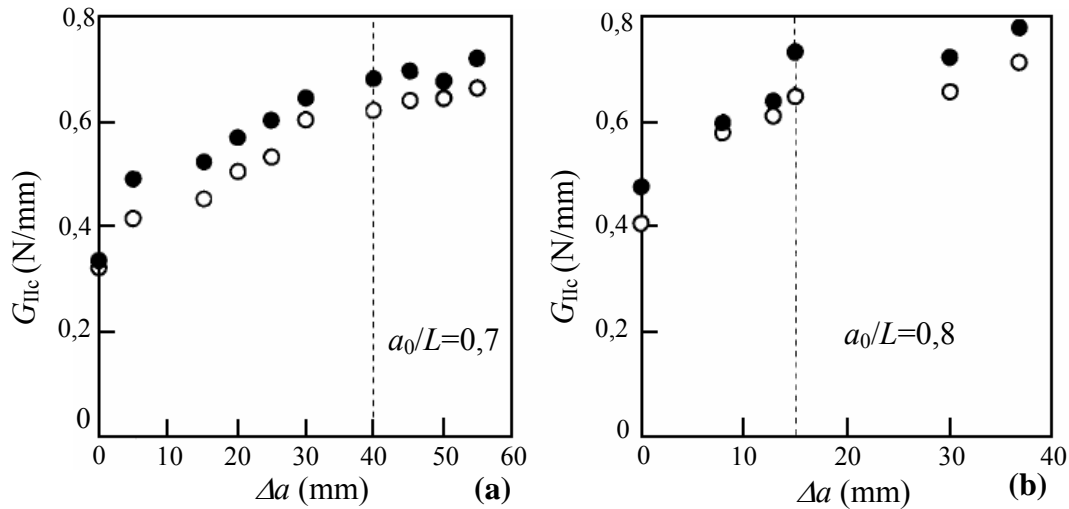


Figura 3.45. Determinação de G_{IIc} considerando $a_0/L = 0,7$ (a) e $0,8$ (b). Nesta figura os círculos não preenchidos correspondem à aplicação da equação (3.1) e os círculos a cheio dizem respeito à aplicação da equação (3.3). (Yoshihara *et al.* 2000).

Yoshihara (2001) efectuou um estudo sobre a influência da relação $2L/2h$ do provete ENF (Figura 3.42) nas propriedades de fractura em modo II da espécie de madeira *Tsuga heterophylla* Sarg. Os valores da taxa de libertação de energia de iniciação $G_{II(ini)}$ foram determinados recorrendo às seguintes equações:

$$G_{II(ini)} = \frac{9P^2 a^2}{16 E_L B^2 h^3} \quad (3.8)$$

$$G_{II(ini)} = \frac{9CP^2 a^2}{2B(2L^3 + 3a^3)} \alpha_s, \quad (3.9)$$

onde

$$\alpha_s = \frac{(2L^3 + 3a^3) \left(\frac{2L}{2h} \right)^3}{(2L^3 + 3a^3) \left(\frac{2L}{2h} \right)^3 \left[1 + \frac{2sE_L}{G_{LT}} \frac{L^3}{2L^3 + 3a^3} \left(\frac{2L}{2h} \right)^{-2} \right]}. \quad (3.10)$$

Na equação (3.10), a constante s representa um factor de corte de Timoshenko, que para este caso é igual a 1,5. Para valores elevados de $2L/2h$ pode-se desprezar o efeito das tensões de corte e consequentemente eliminar o termo α_s da equação 3.9. A aplicação das equações 3.8 e 3.9 requer a determinação prévia de E_L e de G_{LT} , tendo os autores executado ensaios de compressão para o efeito.

Yoshihara (2001) ensaiou provetes ENF com a geometria presente na figura 3.42, com as dimensões $B=15$ mm, $a_0/L=0,5$ e $2h=15$ mm, e para os vãos $2L=120, 150, 180, 210, 225, 300, 375$ e 450 mm. Para a relação $2L/2h=14$, Yoshihara (2001) obteve a curva $P-\delta$ representada na figura 3.46, a partir da qual se pode inferir que a propagação de fenda é instável. Nas figuras 3.47(a) e 3.47(b) pode-se observar a relação existente entre o valor de $G_{II(ini)}$, determinado pelas equações (3.8) e (3.9), e a razão $2L/2h$. O valor de $G_{II(ini)}$ é independente do quociente $2L/2h$, quando determinado pela equação (3.8) (Figura 3.47(a)). Este fenómeno indica que a força crítica (P_c) não é influenciada pela razão entre $2L/2h$. Em contraste, a aplicação da equação (3.9) origina a dependência do valor de $G_{II(ini)}$ com a relação $2L/2h$ adoptada. Neste caso particular o valor de $G_{II(ini)}$ diminui com o aumento de $2L/2h$ (Figura 3.47(b)).

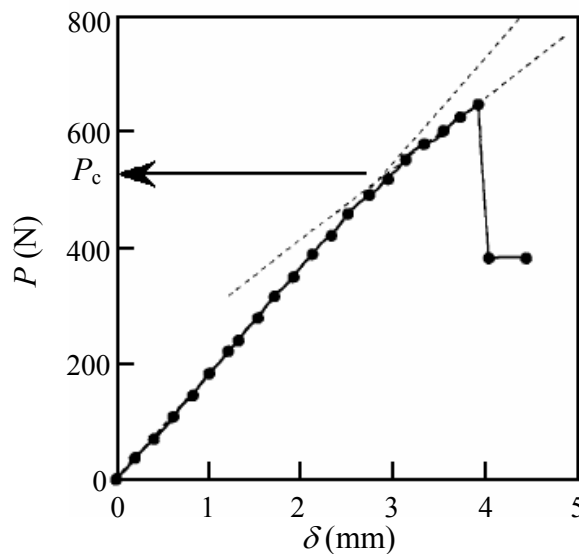


Figura 3.46. Curva $P-\delta$ obtida por Yoshihara (2001), para a relação $2L/2h=14$.

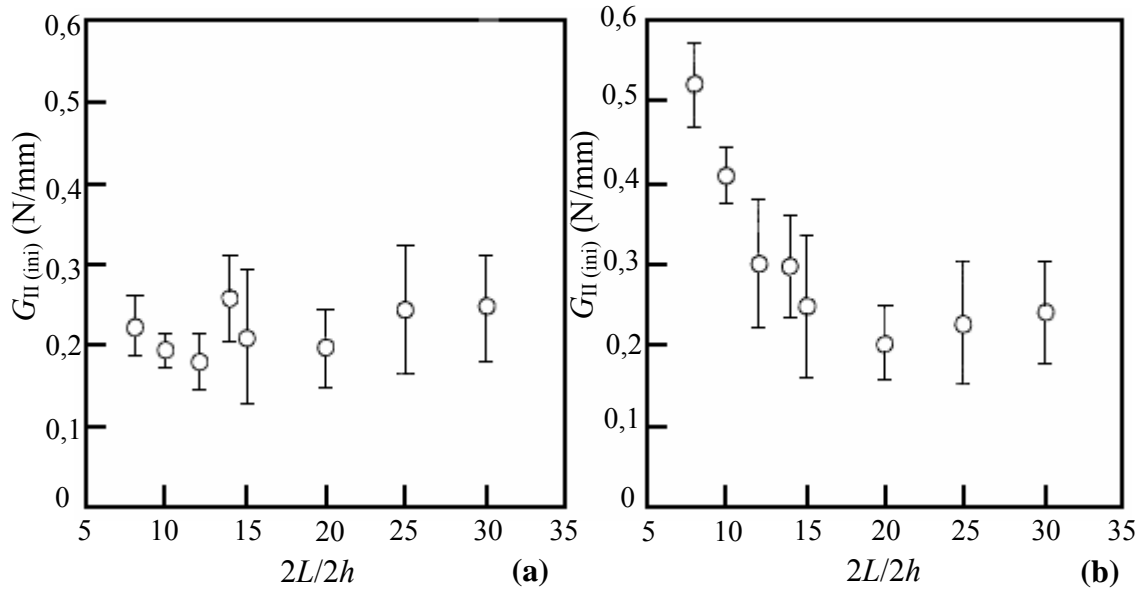


Figura 3.47. Relação entre $G_{II(ini)}$ e $2L/2h$, recorrendo à equação 3.8 (a) e à equação 3.9 (b), determinada por Yoshihara (2001).

Yoshihara (2004) estudou a aplicabilidade do provete *Four Point End Notched Flexure* (4-ENF) para a determinação de $G_{II(ini)}$ e G_{IIc} na espécie de madeira *Picea sitchensis* Carr. Este ensaio foi proposto para a determinação das propriedades de fractura em modo II de materiais compósitos (Martin *et al.* 1999 e Schuecker *et al.* 2000), tendo Yoshihara (2004) sugerido uma nova geometria para o provete (Figura 3.48). No entanto, para a configuração geométrica inicialmente ensaiada foi verificado que no lugar da propagação da fenda inicial ocorria rotura na proximidade do rolo de aplicação do deslocamento. Assim, para contornar este problema, o autor propôs uma geometria em **I** para a secção transversal do provete (Figura 3.49).

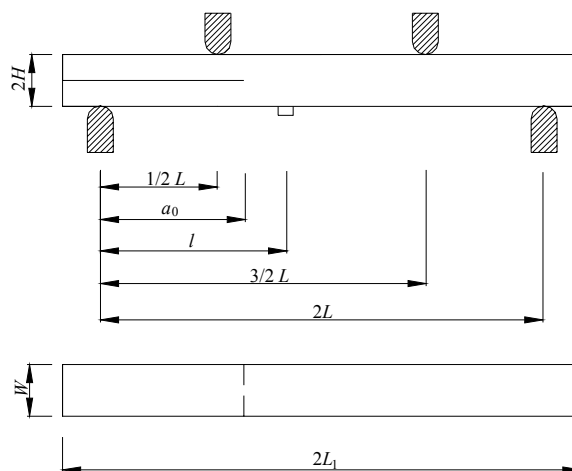


Figura 3.48. Configuração inicial proposta por Yoshihara (2004) para o provete 4ENF. Dimensões utilizadas: $L=200$ mm; $2H=15$ mm; $W=15$ mm; $a_0=125$ mm e $2L_1=450$ mm.

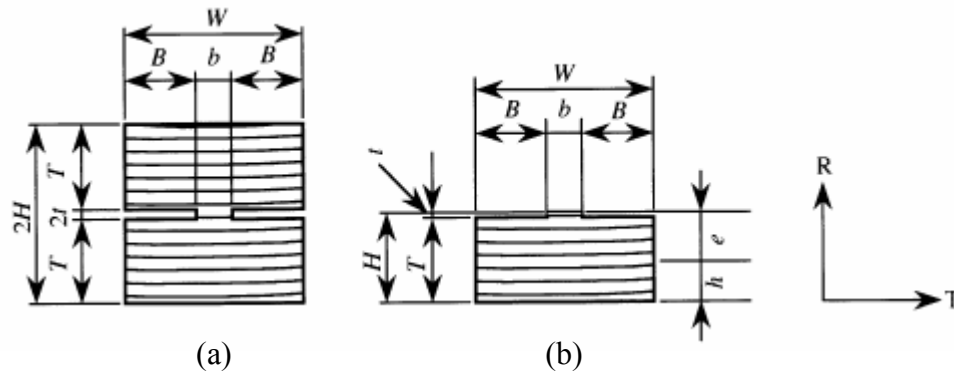


Figura 3.49. Configuração em **I** da secção do provete 4ENF. Onde $W=15$ mm; $b=3$ mm; $B=6$ mm, $H=7,5$ mm; $t=0,75$ mm e $T=6,75$ mm (Yoshihara (2004)).

Yoshihara (2004) determinou as propriedades de fractura em modo II através da aplicação de três metodologias de tratamento de resultados: o Método da Teoria de Vigas (MTV), o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) e o Método de Combinação da Flexibilidade Experimental (MCFE).

A determinação de $G_{II(ini)}$ e de G_{IIc} , pelo MTV é efectuada através da equação

$$G_{II} = \frac{P^2 L^2 \left(\frac{I}{2I'} - 1 \right)}{32 E_x I b}. \quad (3.11)$$

onde b , I , I' e E_x representam a largura dos entalhes do provete, o momento de segunda ordem da área da secção do provete sem pré-fenda (Figura 3.49 (a)), o momento de segunda ordem da área da secção correspondente a cada um dos braços do provete na zona da pré-fenda, (Figura 3.49 (b)) e o módulo de elasticidade longitudinal, respectivamente. Esta metodologia apresenta como principal desvantagem a necessidade de determinar o valor de E_x através de ensaios experimentais independentes.

A aplicação do Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) requer inicialmente a realização de ensaios de flexão em quatro pontos considerando diferentes comprimentos de fenda inicial (a_0), com o objectivo de obter uma calibração experimental da flexibilidade do provete. A relação entre a flexibilidade (C) e o comprimento de fenda (a) foi aproximada por Yoshihara (2004) através de uma função linear,

$$C_L = C_0 + C_1 a, \quad (3.12)$$

onde C_0 e C_1 , representam os respectivos coeficientes. A taxa de libertação de energia pode ser obtida pela equação de Irwin-Kies,

$$G_{II} = \frac{P^2}{2b} \frac{dC}{da} . \quad (3.13)$$

Substituindo a equação (3.12) na equação (3.13) tem-se,

$$G_{II} = \frac{P^2 C_1}{2b} . \quad (3.14)$$

O Método de Combinação da Flexibilidade Experimental (MCFE) proposto por Yoshihara (2004) não necessita da realização de ensaios experimentais adicionais para a determinação de E_x e de C_1 . Nesta metodologia o valor de G_{II} é determinado pela seguinte equação,

$$G_{II} = \begin{cases} \frac{P^2 L}{4bH} \left(\frac{I}{2I'} - 1 \right) C_s & (a < l) \\ \frac{P^2 L I'}{4b h I} \left(\frac{I}{2I'} - 1 \right) C_s & (a \geq l) \end{cases} . \quad (3.15)$$

Neste caso, C_s é dado por

$$C_s = \frac{\varepsilon}{P} \quad (3.16)$$

sendo ε a deformação medida por um extensómetro colado na face inferior do provete 4ENF e localizado a uma distância $x=l$ (Figura 3.48).

Com base nas equações (3.11), (3.14) e (3.15) pode-se afirmar que a determinação do valor de G_{IIc} pelo MCFE no ensaio 4ENF elimina a necessidade de medir o comprimento de fenda durante a execução de um ensaio experimental. A aplicação dos referidos métodos de tratamento de resultados permitiu ao autor a obtenção da respectiva curva- R (Figura 3.50).

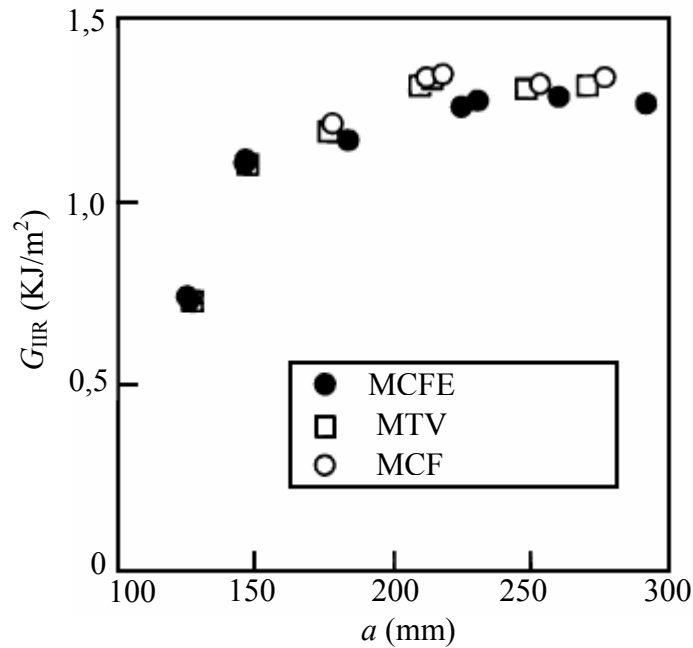


Figura 3.50. Comparação do comportamento das curvas R , obtidas a partir da aplicação do MCFE, MTV e do MCF (adaptado de Yoshihara (2004)).

3.3.2. Análise por elementos finitos

Silva *et al.* (2004), procederam a um estudo por elementos finitos do provete *End Notched Flexure* (ENF) com o propósito de determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo II (G_{IIc}) para a espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait. e para o sistema de propagação de fenda RL. A geometria e as dimensões nominais utilizadas para o provete ENF foram $2h=30$ mm, $L=140$ mm, $L_1=320$ mm, $B=20$ mm e $a_0=70$ mm, e podem ser observadas na figura 3.51. De forma a analisar a adequabilidade deste ensaio para a determinação do valor de G_{IIc} foi construído um modelo numérico bidimensional (2D), onde foram incluídos elementos finitos de interface e um modelo de dano progressivo em modo misto baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura (Gonçalves *et al.* (2000) e de Moura *et al.* (1997)). Este modelo é constituído por elementos sólidos bidimensionais de oito nós do *software* ABAQUS® e por elementos finitos de interface de seis nós. A malha de elementos finitos construída para este estudo tem 3544 elementos sólidos e 420 elementos finitos de interface e, encontra-se representada na figura 3.52.

O valor de G_{IIc} foi obtido a partir dos valores numéricos da força, do deslocamento e do comprimento de fenda (P - δ - a) e, recorrendo à Teoria de Vigas Corrigida (TVC) e ao Método

de Calibração da Flexibilidade (MCF). A determinação de G_{IIc} através da TVC é realizada pela aplicação da seguinte expressão,

$$G_{IIc} = \frac{9P^2 a^2}{16B^2 E h^3} \frac{F}{N} f_v \quad (3.17)$$

onde F e N são factores de correcção que incluem o efeito de grandes deslocamentos, enquanto que f_v é um factor de correcção que contempla o efeito do esforço transversal (Davies, 1993).

A aplicação do MCF é efectuada por Silva *et al.* (2004) considerando a existência de uma relação linear entre a flexibilidade (C) e o comprimento de fenda (a). O valor de G_{IIc} é obtido, pelo MCF, pela aplicação da seguinte equação,

$$G_{IIc} = \frac{P^2 C_1}{2B}. \quad (3.18)$$

O comportamento da curva $P-\delta$ (Figura 3.53) levou os autores deste estudo a concluir que a dimensão do comprimento de fenda inicial adoptado induz uma propagação de fenda instável. Contudo, o valor médio de G_{IIc} , obtido a partir da aplicação do MCF e da TVC, apresenta um erro relativamente ao valor de G_{IIc} de referência introduzido no modelo de dano de 0,16% e de 2,11%, respectivamente. Embora o erro no valor de G_{IIc} obtido pela TVC seja praticamente desprezável, o mesmo não se pode afirmar acerca do desvio padrão (22,32%) verificado nos valores numéricos da curva $G_{IIc}=f(a)$ (Figura 3.54).

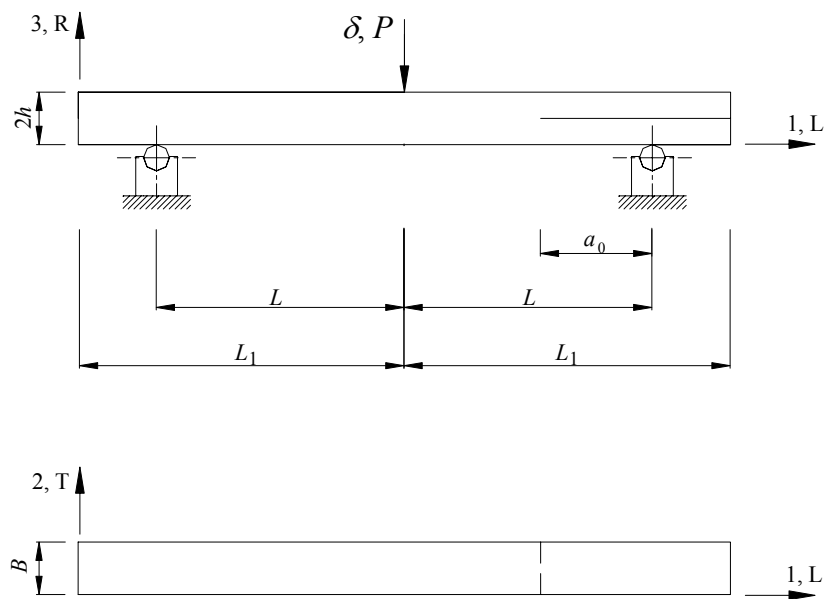


Figura 3.51. Geometria do provete ENF utilizada por Silva *et al.* (2004).

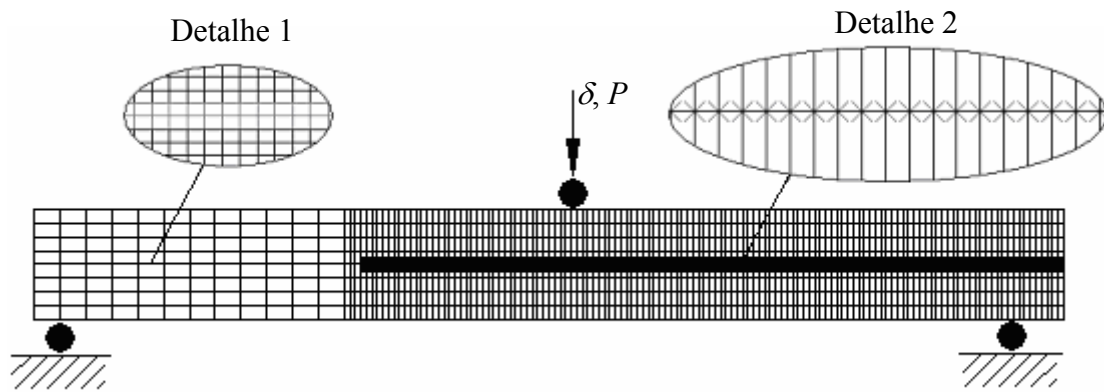


Figura 3.52. Modelo de elementos finitos 2D, elaborado por Silva *et al.* (2004), para estudar a adequabilidade do provete ENF na determinação das propriedades de fractura em modo II.

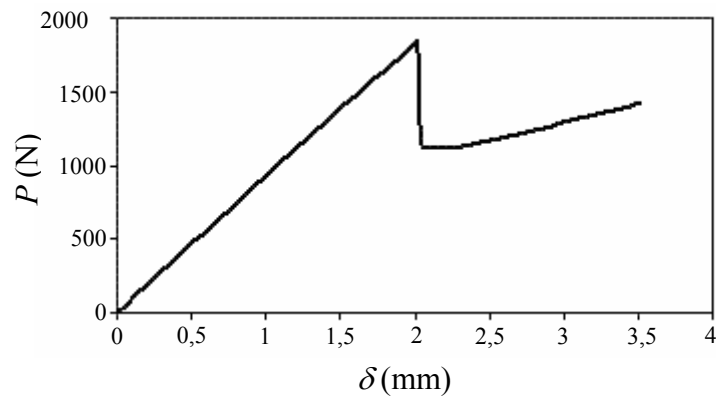


Figura 3.53. Comportamento da curva P - δ obtido Silva *et al.* (2004).

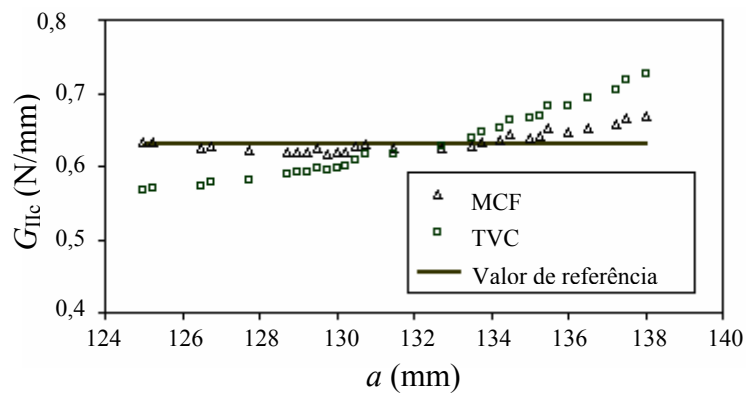


Figura 3.54. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtido Silva *et al.* (2004).

3.4. PROPAGAÇÃO DE FENDA EM MODO III

Devido às dificuldades experimentais e de simulação numérica, são conhecidos poucos estudos sobre a fractura da madeira em modo III. Destes estudos salientam-se os trabalhos realizados por Ehart *et al.* (1999), Silva *et al.* (2005) e Yoshihara (2006).

No entanto, este modo de fractura tem vindo a ser objecto de estudo no âmbito dos materiais compósitos. Donaldson (1988) propôs o ensaio *Split Cantilever Beam* (SCB) com o objectivo de determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo III (G_{IIIc}) em laminados unidireccionais de carbono/epóxico. Este ensaio é porém caracterizado por uma forte predominância do modo II na distribuição da taxa de libertação de energia na frente da fenda. Cicci *et al.* (1995) propuseram uma nova técnica para a execução do ensaio SCB, de forma a diminuir o efeito do modo II na frente de fenda, que passava por um novo dispositivo de ensaio e uma nova forma de aplicação do carregamento. Esta abordagem diminuiu o efeito do modo II, embora essa redução não seja suficiente para se afirmar que o provete SCB é adequado para determinar as propriedades de fractura de um material em puro modo III. Lee (1993) apresentou o provete *Edge Crack Torsion* (ECT) para determinar G_{IIIc} em laminados multidireccionais de carbono/epóxico. Este ensaio apresenta melhores resultados em comparação com o ensaio SCB, no que diz respeito ao peso do modo II na distribuição das componentes das taxas de libertação de energia na extremidade da fenda.

Esta secção, referente ao estado da arte sobre a determinação das propriedades de fractura em modo III, encontra-se dividida em duas partes. Na primeira, irão ser revistos todos os ensaios propostos para a determinação das propriedades de fractura em modo III. Na segunda parte, iremos apresentar os estudos numéricos e as metodologias de tratamento de resultados que foram propostas para a determinação de G_{IIIc} .

3.4.1. Análise experimental

Ehart *et al.* (1999) estudaram o comportamento à fractura em modo III da madeira sólida e de dois materiais derivados da madeira (PARALLAM[®] PSL e INTRALLAM[®]). Para isso utilizaram uma máquina biaxial de ensaios mecânicos, que permite aplicar simultaneamente solicitações independentes axiais e de torção (Figura 3.55). Esta particularidade permite determinar as propriedades de fractura em modo I (solicitação axial), em modo III (solicitação de torção) e em modo misto I/III (conjugação de solicitações axiais e

de torção). A geometria e as dimensões dos provetes *Compact Tension* (CT) utilizados pelos autores estão representadas na figura 3.56.

Ehart *et al.* (1999) obtiveram, para os materiais e orientações testadas, as curvas momento-rotação ($M_M - \varphi$) representadas na figura 3.57.

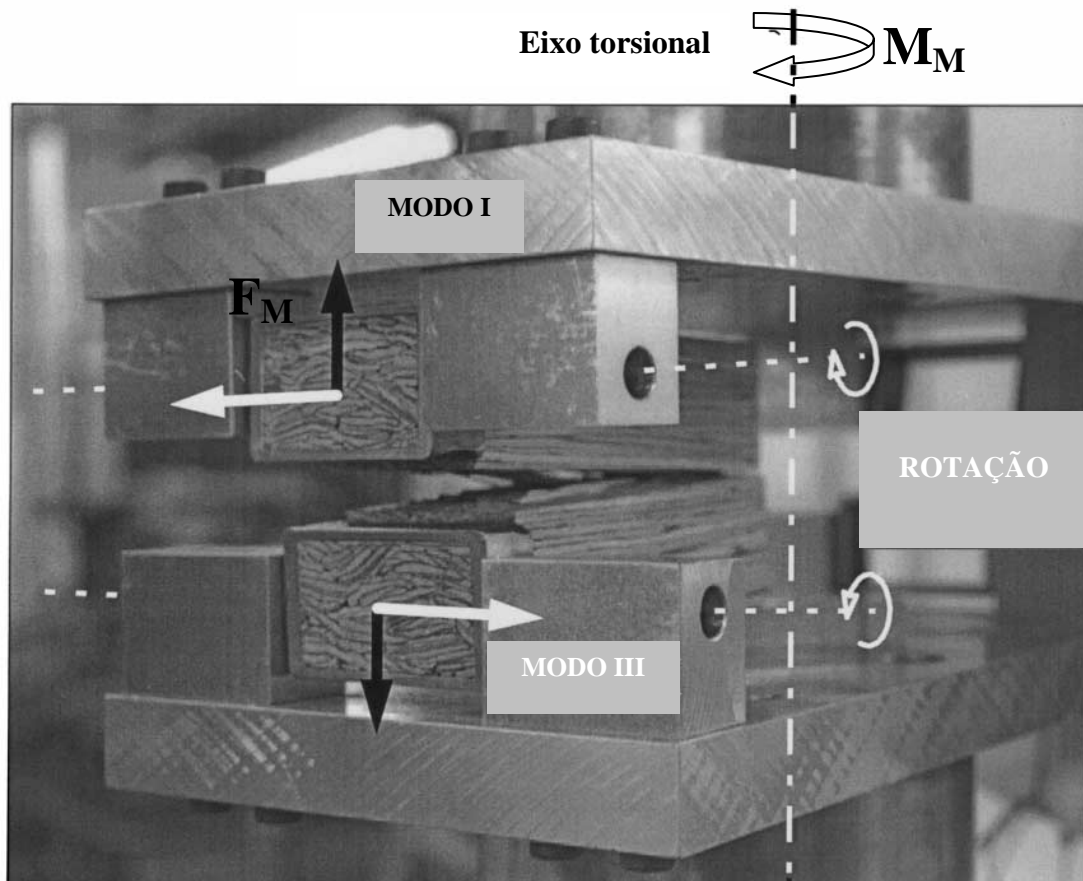


Figura 3.55. Dispositivo de ensaio experimental utilizado por Ehart *et al.* (1999). Direcção vertical: solicitação axial (modo I), direcção horizontal: solicitação de torção (modo III).

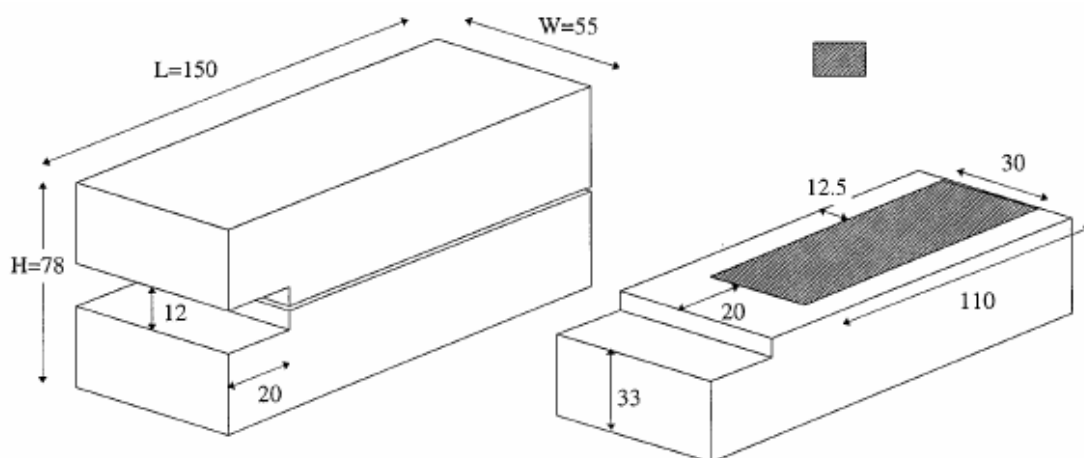


Figura 3.56. Geometria e dimensões dos provetes CT utilizados por Ehart *et al.* (1999) para a determinação das propriedades de fractura em modo III.

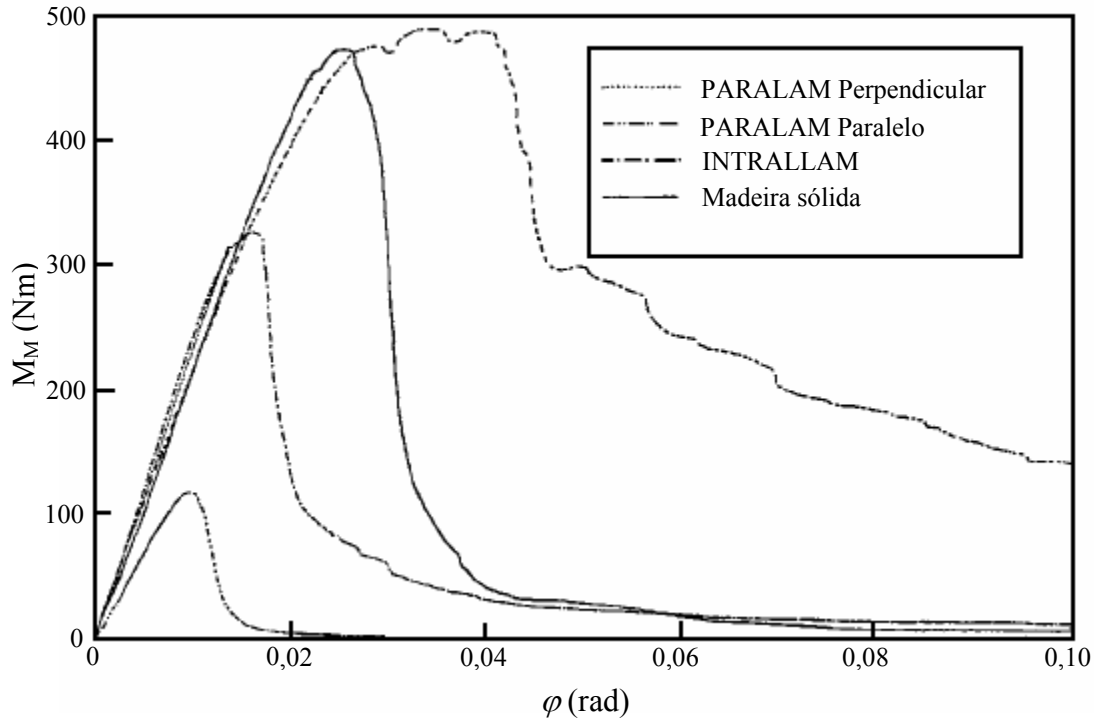


Figura 3.57. Geometria e dimensões dos provetes de ensaio utilizados por Ehart *et al.* (1999), para a determinação das propriedades de fractura em modo III.

A taxa crítica de libertação de energia em modo III (G_{IIIc}) foi obtida a partir da aplicação da seguinte equação,

$$G_{IIIc} = \frac{1}{A_{lig}} \int_0^{\varphi_{MAX}} M(\varphi) d\varphi, \quad (3.19)$$

onde A_{lig} e $M(\varphi)$ representam a área da superfície de fractura (Figura 3.56) e o momento em função do ângulo φ , respectivamente. Deste modo, Ehart *et al.* (1999) obtiveram um valor de G_{IIIc} para a madeira sólida de 4 N/mm.

Yoshihara (2006) apresentou uma adaptação do provete *Four Point End Notched Flexure* (4ENF) para a determinação das propriedades de fractura em modo III da espécie de madeira *Picea sitchensis* Carr., que foi denominada pelo autor por 4ENF_{III} (Figura 3.58). Com o intuito de obter as propriedades de fractura em modo III, Yoshihara (2006) procedeu ao ensaio experimental de provetes 4ENF_{III} com a configuração geométrica e as dimensões presentes na figura 3.58. À semelhança do provete 4ENF (Yoshihara, 2004), no provete 4ENF_{III} também ocorrem fenómenos de rotura na vizinhança do rolete de aplicação do deslocamento antes de ocorrer a propagação de fenda. Para evitar estes fenómenos de rotura indesejáveis, Yoshihara (2006) procedeu à alteração da secção deste provete, executando para isso quatro entalhes laterais no provete 4ENF_{III} (Figura 3.59).

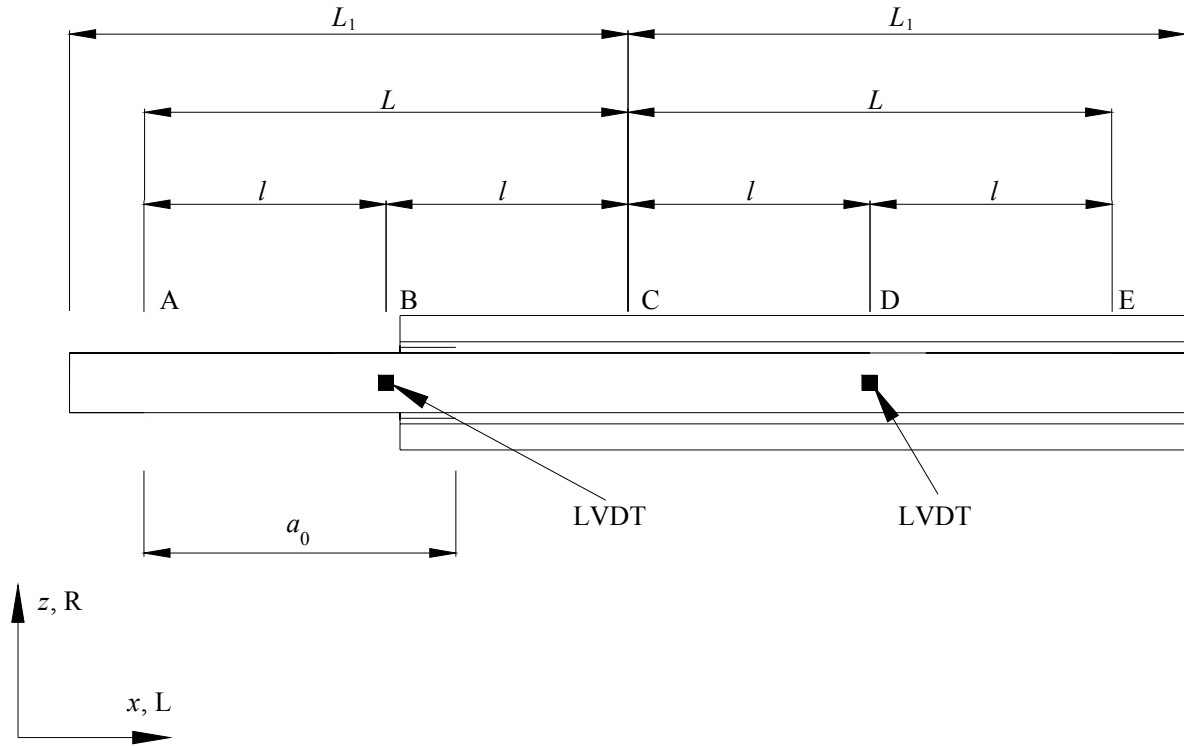


Figura 3.58. Configuração geométrica e dimensões do provete 4ENF_{III} proposta Yoshihara (2006) onde $L_1=220$ mm, $L=200$ mm, $l=100$ mm e $a_0=125$ mm.

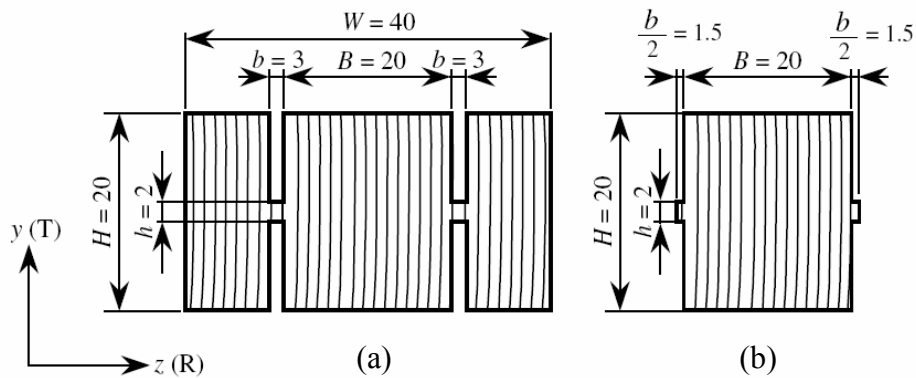


Figura 3.59. Alteração geométrica para o provete 4ENF proposta Yoshihara (2006), para a determinação das propriedades de fratura em modo III da madeira.

Yoshihara (2006) obteve as propriedades de fratura em modo III através da aplicação de três metodologias de tratamento de resultados: o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF), o Método da Teoria de Vigas (MTV) e o Método de Combinação da Flexibilidade Experimental (MCFE). Para aplicar o MCF o autor procedeu previamente à execução de ensaios de flexão em quatro pontos considerando diferentes comprimentos de fenda inicial

(a_0), com o objectivo de obter uma calibração experimental da flexibilidade do provete. A relação entre a flexibilidade (C) e o comprimento de fenda (a) foi aproximada por Yoshihara (2006) por uma função linear,

$$C_L = C_0 + C_1 a \quad (3.20)$$

pelo que a taxa de libertação de energia é dada pela seguinte equação

$$G_{III} = \frac{P^2}{4h} \frac{dC_L}{da} = \frac{P^2 C_1}{4h}. \quad (3.21)$$

A determinação da taxa de libertação de energia de iniciação $G_{III(ini)}$ e da taxa crítica de libertação de energia G_{IIIc} , através do MTV, é efectuada utilizando a seguinte expressão e usando os respectivos valores de P ,

$$G_{III} = \frac{P^2 L^2 \left(\frac{I}{I'} - 1 \right)}{64 E_x I h}, \quad (3.22)$$

onde h , I , I' e E_x representam a largura dos entalhes do provete, o momento de segunda ordem da área da secção do provete sem pré-fenda (Figura 3.59 (a)), o momento de segunda ordem correspondente a metade da área da secção do provete com pré-fenda (Figura 3.59 (b)) e o módulo de elasticidade longitudinal, respectivamente. Esta metodologia apresenta a desvantagem de necessitar da execução de ensaios experimentais adicionais para obter o valor de E_x .

O Método de Combinação da Flexibilidade Experimental (MCFE) proposto por Yoshihara (2006) não requer a determinação experimental de E_x e de C_1 . Nesta metodologia o valor de G_{III} é determinado por,

$$G_{III} = \begin{cases} \frac{P^2 L I'}{8 h H I} \left(\frac{I}{I'} - 1 \right) C_s & \left(\frac{1}{2} L \leq l \leq a \right) \\ \frac{P^2 L}{8 h H} \left(\frac{I}{I'} - 1 \right) C_s & \left(a \leq l \leq \frac{3}{2} L \right) \end{cases} \quad (3.23)$$

sendo C_s dado por

$$C_s = \frac{\varepsilon}{P} = \begin{cases} \frac{LH}{8E_x I} & (\frac{1}{2}L \leq l \leq a) \\ \frac{LH}{8E_x I} & (a \leq l \leq \frac{3}{2}L) \end{cases}, \quad (3.24)$$

onde ε é a deformação medida por dois extensómetro colados nas posições B e D da figura 3.58. Com base na equação (3.23) pode-se concluir que a determinação do valor de G_{IIIc} pelo MCFE elimina a necessidade de ensaios adicionais para obter E_x e de medição do valor do comprimento de fenda durante a propagação. Ao aplicar as metodologias acima mencionadas, Yoshihara (2006) obteve as curvas- R que se encontram na Figura 3.60, nas quais se pode observar uma região entre $150 \leq a \leq 200$ onde a propagação ocorre a taxa de libertação de energia constante e igual ao valor crítico G_{IIIc} . O aumento do valor de G_{IIIc} , para $a > 200$ mm, é originado pelas irregularidades anatómicas inerentes à madeira. Estas irregularidades promovem o aparecimento de pontes de fibras, que se opõem à propagação da fenda e por conseguinte aumentam a resistência à fractura da madeira.

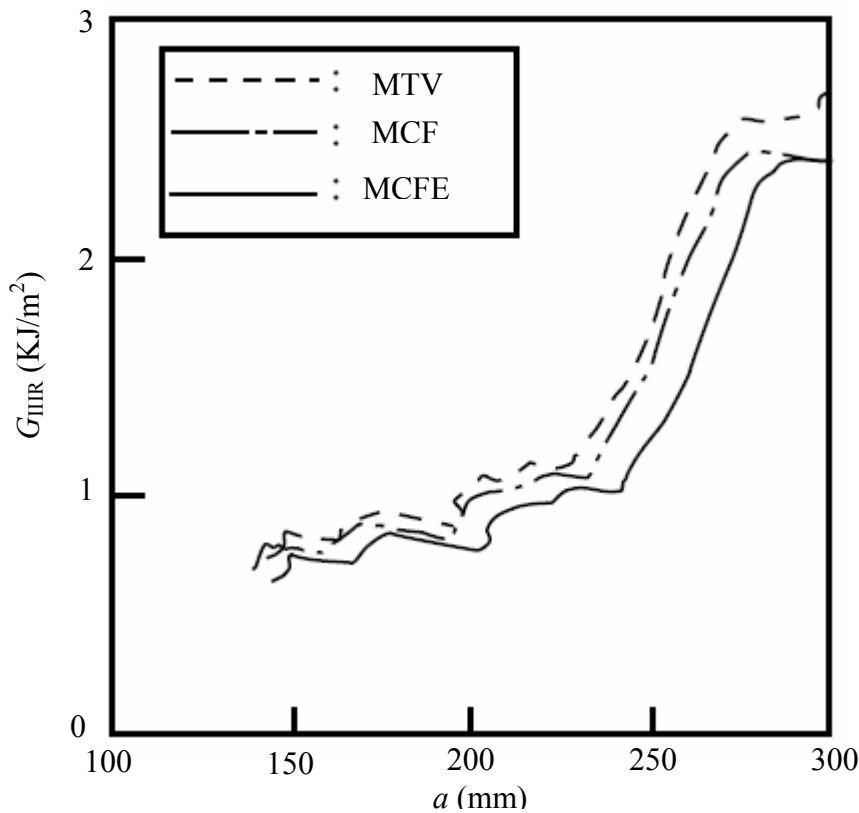


Figura 3.60. Comparação do comportamento das curvas R , obtidas a partir da aplicação do MCFE, MTV e do MCF (Yoshihara (2006)).

3.4.2. Análise por elementos finitos

Silva *et al.* (2005) efectuaram uma análise por elementos finitos do provete *Edge Crack Torsion* (ECT) com o objectivo de verificar a sua adequabilidade para a determinação das propriedades de fractura em quase puro modo III. O sistema de propagação de fenda avaliado neste estudo foi o RL. A geometria do provete considerada no modelo de elementos finitos está representada na figura 3.61. As dimensões usadas para o provete ECT são: $B=38$ mm, $W_d=32$ mm, $L=90$ mm, $L'=76$ mm e $t=10$ mm. O comprimento de fenda inicial (a_0) é igual a 14 mm.

O modelo numérico é constituído por elementos sólidos tridimensionais de oito nós, do *software* comercial ABAQUS®, e por elementos finitos de interface de seis nós. A malha de elementos finitos usada neste estudo tem 30250 elementos sólidos contínuos e 4680 elementos de interface e pode ser observada na figura 3.62. Na zona da pré-fenda foram impostas condições de contacto, com o objectivo de evitar a interpenetração entre os braços superior e inferior do provete. Os elementos de suporte e de actuação foram simulados como corpos rígidos, tendo sido consideradas superfícies de contacto entre estes elementos e o provete (figura 3.62).

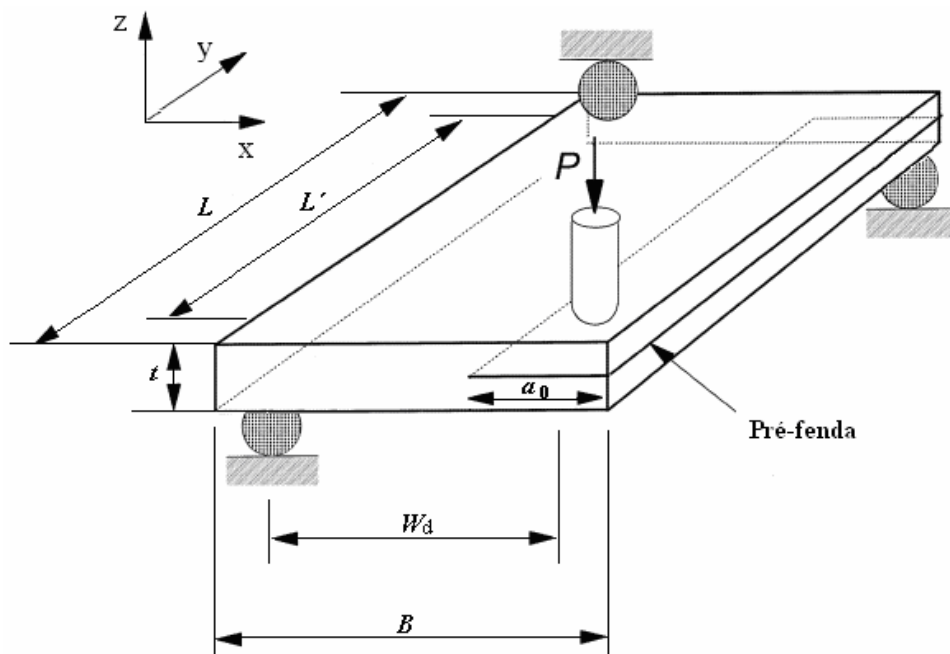


Figura 3.61. Geometria utilizada por Silva *et al.* (2005), para o provete *Edge Crack Torsion* (ECT).

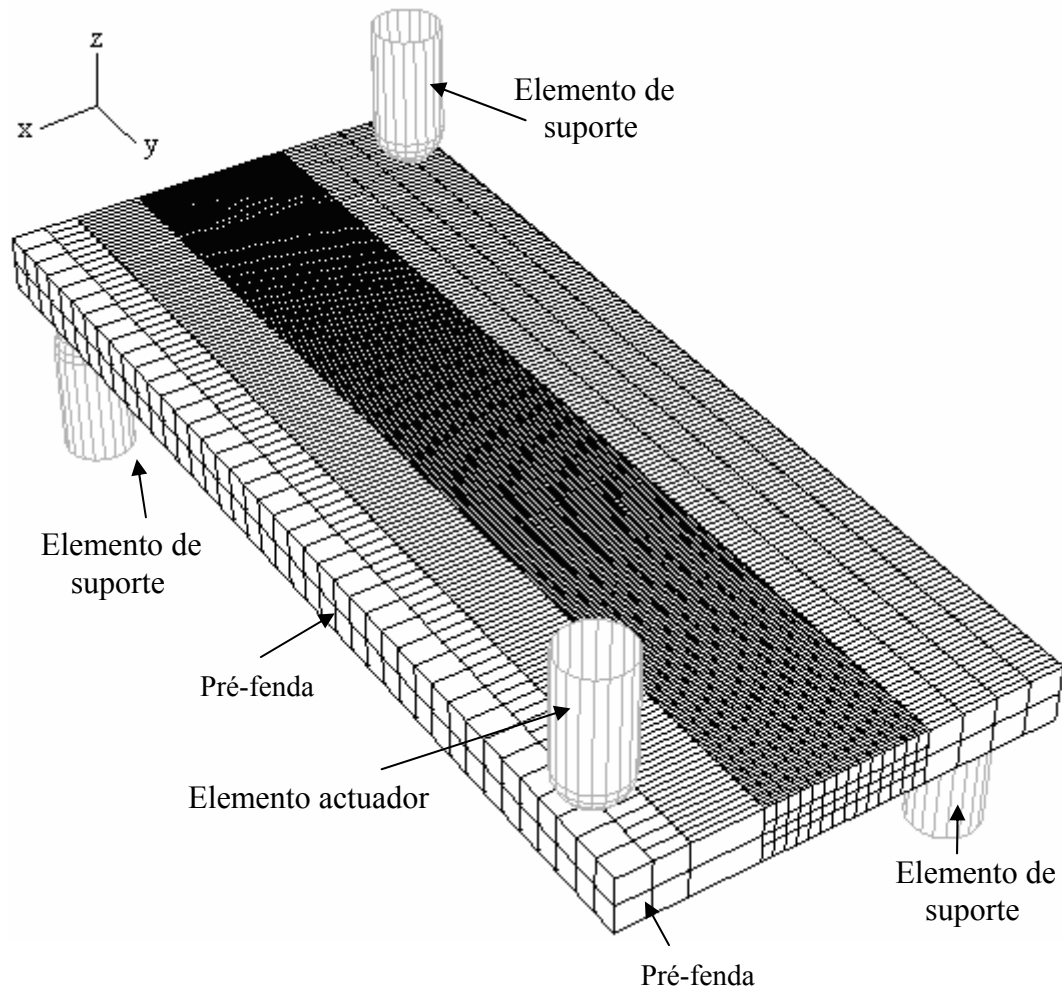


Figura 3.62. Malha de elementos finitos utilizada por Silva *et al.* (2005), para o provete *Edge Crack Torsion* (ECT).

Com o intuito de avaliar a adequabilidade do provete ECT para a determinação das propriedades em puro modo III, Silva *et al.* (2005) procederam à obtenção da distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda. Os perfis das taxas de libertação de energia na frente da fenda foram obtidos recorrendo ao Método de Fecho Virtual de Fenda (Rybicki *et al.* (1977)) e podem ser observados na figura 3.63. Com base nesta figura os autores concluíram que a presença de modo I (G_I) na extremidade da fenda é desprezável. Na vizinhança dos elementos de suporte existe uma componente de modo II (G_{II}). Contudo, essa componente contribui apenas para 2% do valor total da taxa de libertação de energia do provete. A taxa de libertação de energia em modo III (G_{III}) é pois responsável por 98% do valor total da taxa de libertação de energia do provete ($G=G_I+G_{II}+G_{III}$). Deste modo pode-se afirmar que o provete ECT, ao contrário do provete *Split Cantilever Beam* (Donaldson, 1988), é adequado para a determinação das propriedades de fractura em quase puro modo III para a madeira da espécie *Pinus pinaster*.

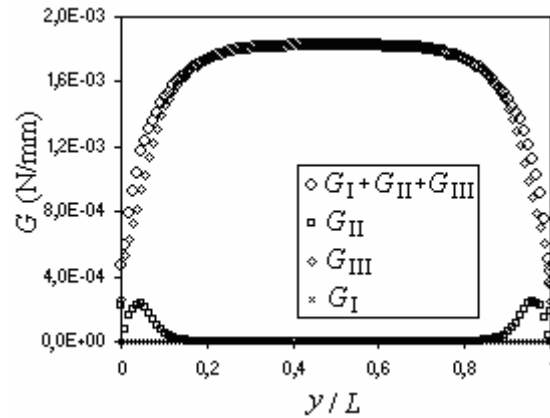


Figura 3.63. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda obtida por Silva *et al.* (2005), para o provete *Edge Crack Torsion* (ECT).

Yoshihara (2006) procedeu a uma análise por elementos finitos do provete *Four Point End Notched Flexure* (4ENF_{III}) com a finalidade de avaliar a distribuição das componentes de modo I, II e III na extremidade da fenda. O modelo de elementos finitos é constituído por 25932 elementos sólidos de oito nós da livraria do software ANSYS®. Na elaboração do modelo numérico os autores consideraram a existência de condições de simetria material no plano yz (Figura 3.64). Os perfis de distribuição das taxas de libertação de energia em modo I, II e III, foram obtidos recorrendo ao Método de Fecho Virtual de Fenda e podem ser observados na figura 3.65. Com base nesta figura pode-se afirmar que existe um estado de puro modo III a meio da secção do provete 4ENF_{III}. Segundo Yoshihara (2006), a presença de modo III ao longo da secção de fractura é de 90% da taxa total de energia libertada pelo provete 4ENF_{III}. A partir destes resultados o autor conclui que, o provete 4ENF_{III} constitui um ensaio promissor para a determinação das propriedades de fractura em modo III na madeira.

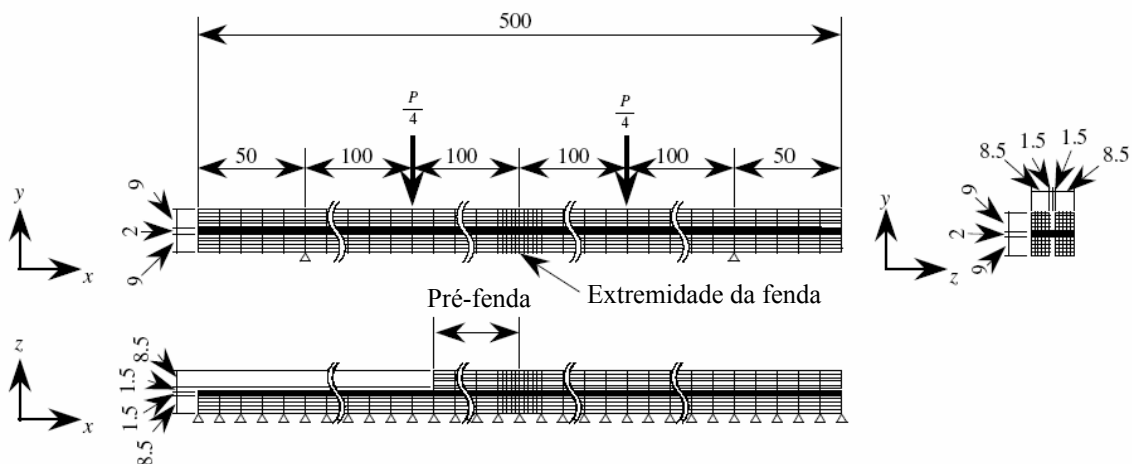


Figura 3.64. Modelo de elementos finitos utilizado por Yoshihara (2006).

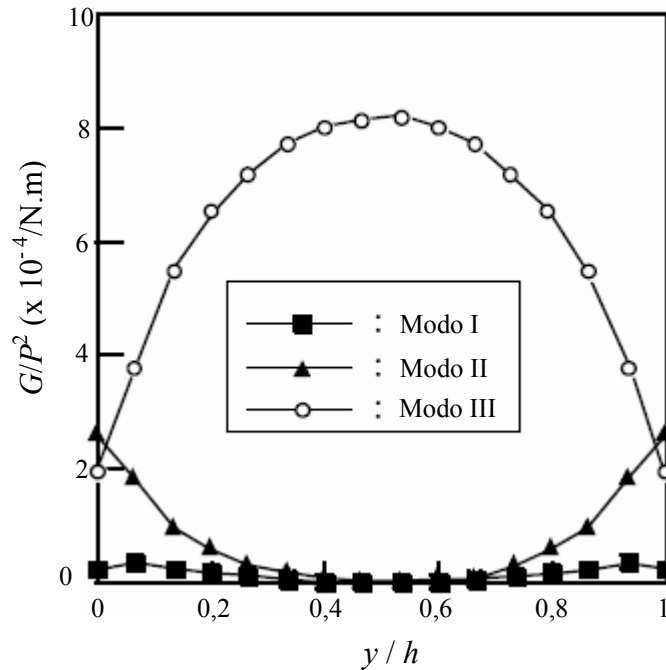


Figura 3.65. Perfis de distribuição das taxas de libertação de energia em modo I, modo II e modo III na frente de fenda (Yoshihara (2006)).

3.5. CONCLUSÕES

O presente capítulo teve como objectivo descrever o estado da arte actual no que concerne à determinação das propriedades de fractura da madeira, nos modos de propagação de fenda I, II e III. A descrição foi iniciada com a propagação de fendas em modo I, sendo enumerados os diversos trabalhos experimentais e numéricos existentes. Este modo de propagação encontra-se num estado de investigação avançado, quando comparado com os modos II e III. Por conseguinte, existem actualmente vários ensaios com o objectivo de determinar as propriedades de fractura em modo I, entre os quais realçamos os ensaios DCB, TDCB, SEN e WS. Entre estes ensaios salientamos o DCB como o candidato mais promissor à normalização para a determinação de G_{Ic} na madeira.

A determinação das propriedades de fractura da madeira em modo II tem vindo a ser abordada no seio da comunidade científica. Deste modo, existem na literatura três ensaios promissores para a determinação de G_{IIc} , sendo eles os ensaios ENF, ELS e 4ENF.

O ensaio ENF é caracterizado por apresentar uma propagação de fenda instável, para um comprimento de fenda inicial (a_0) menor que 70% de metade da distância entre apoios (L) (Silva *et al.* 2004). Além disso, apresenta uma dificuldade experimental inerente à medição

com rigor do comprimento de fenda (a) durante a execução de um ensaio experimental. De forma, a contornar esta dificuldade têm vindo a ser propostas algumas metodologias de tratamento de resultados, com o intuito de determinar G_{IIc} sem a necessidade de medir o valor de a . Com esse objectivo, Yoshihara *et al.* (2000) baseado nos trabalhos de Kageyama *et al.* (1991) e Tanaka *et al.* (1995) apresentou um novo método, para o ensaio ENF, que permite estimar o valor de a . Contudo, a aplicabilidade deste método requer a execução de ensaios experimentais independentes para a determinação de algumas propriedades mecânicas da madeira (E_L , E_T e G_{LT}). Este facto constitui por si só uma desvantagem para a metodologia proposta por Yoshihara *et al.* (2000).

Recentemente Yoshihara *et al.* (2004), baseado no provete 4ENF proposto por Martin *et al.* (1999) e Schuecker *et al.* (2000) para a determinação de G_{IIc} em materiais compósitos, sugeriu uma nova geometria para este provete. No entanto, para a configuração geométrica inicialmente proposta no âmbito dos materiais compósitos, foi verificado que em vez de existir uma propagação da fenda inicial ocorria rotura dos braços do provete na proximidade do rolo de aplicação do deslocamento. Assim, para contornar este problema o autor propôs, uma nova geometria em **I** para a secção transversal do provete. É conveniente salientar que o provete 4ENF apresenta, segundo Schuecker *et al.* (2000), uma influência do atrito no valor de G_{IIc} de aproximadamente 4%. Este facto faz com que seja imperativo considerar a existência de atrito nas análises efectuadas.

Actualmente, não existe na literatura qualquer aplicação do ensaio ELS, com o objectivo de determinar o valor de G_{IIc} na madeira. Este facto deve-se porventura à existência de várias dificuldades associadas a execução experimental deste ensaio. Dentro destas dificuldades salientam-se a existência de uma propagação de fenda instável para uma relação $a_0/L < 0,55$, a dificuldade em garantir um encastramento perfeito do provete durante a execução de um ensaio e o facto da solicitação de compressão a que o provete está sujeito originar dificuldades na determinação exacta da localização da extremidade da fenda.

A descrição do estado da arte actual termina com uma abordagem aos trabalhos elaborados para a determinação das propriedades de fractura em modo III na madeira. Dos escassos estudos existentes, salientam-se os de Ehart *et al.* (1999), Silva *et al.* (2005) e Yoshihara (2006). Ehart *et al.* (1999) utilizaram o provete CT para a determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo III (G_{IIIc}). Os ensaios experimentais nestes provetes foram realizados numa máquina biaxial de ensaios mecânicos, que permite determinar as propriedades de fractura em modo I e em modo III.

Silva *et al.* (2005) efectuaram um estudo numérico do provete ECT, com o objectivo de avaliar a adequabilidade deste ensaio para a determinação das propriedades de fractura em modo III. De forma a cumprir esse objectivo, procederam à determinação dos perfis das taxas de libertação de energia na frente de fenda. Deste estudo concluíram que a taxa de libertação de energia em modo III (G_{III}) é responsável por 98% do valor total da taxa de libertação de energia do provete ECT. Deste modo e tendo como base estes resultados, os autores concluíram que as dimensões utilizadas para o provete ECT permitem determinar as propriedades de fractura em quase puro modo III.

Recentemente, Yoshihara (2006) propôs o provete 4ENF_{III} para a determinação das propriedades de fractura em modo III. Neste estudo o autor utilizou como metodologias de tratamento de resultados, para a obtenção de G_{III} , os métodos MCF, MTV e MCFE. Destes métodos realça-se o MCFE, pois trata-se de uma metodologia que não requer a realização de ensaios adicionais para obter E_x e, de medição do valor do comprimento de fenda durante a execução de um ensaio experimental.

Com base nesta revisão bibliográfica, pode-se inferir que os estudos com vista a determinação das propriedades de fractura em modo II e em modo III na madeira se encontram num estado inicial, não existindo ainda ensaios normalizados para esse efeito. Este facto constitui um incentivo para o trabalho que irá ser realizado ao longo desta dissertação. Assim sendo, pretende-se ao longo desta dissertação contornar as dificuldades inerentes a cada ensaio, com o objectivo de seleccionar o ensaio ou os ensaios mais adequados para a determinação das propriedades de fractura em modo II e em modo III.

CAPÍTULO IV

ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DE ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO À FRACTURA DA MADEIRA EM MODO II

4.1. INTRODUÇÃO

São relativamente escassos os trabalhos publicados sobre a determinação das propriedades de fractura em modo II da madeira. Por esta razão, e atendendo ao interesse crescente pela utilização da madeira em estruturas, é da maior relevância o estudo de novos ensaios mecânicos e de novas metodologias de tratamento de resultados que possibilitem a determinação das propriedades de fractura da madeira em modo II.

Como já foi referido no capítulo III há que distinguir seis sistemas de propagação de fendas na madeira. Todavia, o sistema de propagação RL é o mais importante do ponto de vista das aplicações estruturais. Assim sendo, no presente trabalho apenas foi considerado esse sistema de propagação.

Neste capítulo apresentamos o trabalho de simulação computacional, que foi efectuado com recurso ao código comercial de elementos finitos ABAQUS[®], dos seguintes ensaios: *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF). O objectivo deste trabalho prende-se com a verificação da adequabilidade dos referidos ensaios para a determinação das propriedades de fractura em modo II da espécie de madeira *Pinus pinaster*. Em particular, procurou-se validar as geometrias dos provetes e as

metodologias de tratamento de resultados, com vista à determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo II (G_{IIc}).

4.2. ENSAIO END NOTCHED FLEXURE (ENF)

A geometria do provete ENF encontra-se ilustrada na figura 4.1. As dimensões usadas para este provete são: $2h=20$ mm, $L=230$ mm, $L_1=250$ mm e $B=20$ mm. O comprimento de fenda inicial (a_0) é igual a $0,71L$, de forma a garantir a estabilidade da propagação de fenda (Carlson *et al.* 1986), e evitar a propagação instável verificada por Silva *et al.* (2004). As propriedades mecânicas da madeira de *Pinus pinaster* utilizadas nas simulações numéricas encontram-se na tabela 4.1.

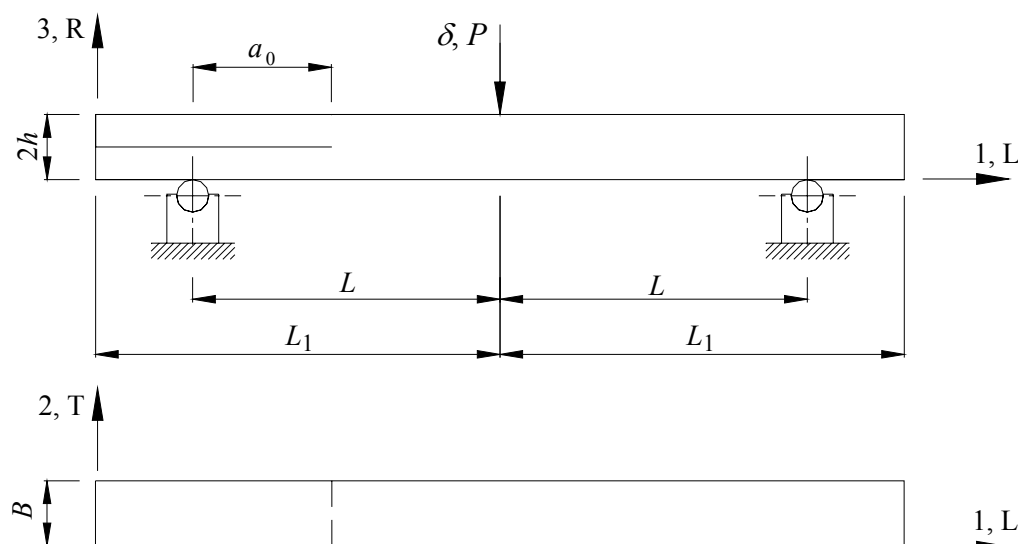


Figura 4.1. Geometria do provete ENF.

Tabela 4.1. Propriedades mecânicas da madeira de *Pinus pinaster* (Xavier, 2003; Pereira, 2005; Caumes, 1987).

E_L (GPa)	E_R (GPa)	E_T (GPa)	ν_{LR}	ν_{TL}	ν_{RT}	G_{LR} (GPa)	G_{LT} (GPa)	G_{RT} (GPa)
15,13	1,91	1,01	0,47	0,51	0,59	1,12	1,04	0,17
σ_L^{ult} (MPa)	σ_R^{ult} (MPa)	σ_T^{ult} (MPa)	τ_{RL}^{ult} (MPa)	τ_{LT}^{ult} (MPa)	τ_{RT}^{ult} (MPa)	G_{Ic} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIIc} (N/mm)
97,46	7,93	4,20	16,0	16,0	4,54	0,24	0,63	0,90

4.2.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda

Com o intuito de avaliar a existência de modos espúrios de propagação (modos I e III) na frente da fenda, foi elaborado um modelo numérico tridimensional (3D), no qual foram incluídos elementos finitos de interface e um modelo de dano progressivo baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura (de Moura *et al.* 1997; Gonçalves *et al.* 2000). O modelo 3D de elementos finitos é constituído por 30250 elementos sólidos tridimensionais de oito nós do *software* ABAQUS® e por 5220 elementos finitos de interface de oito nós. Na região da pré-fenda foram impostas condições de contacto entre os braços superior e inferior do provete, com o objectivo de evitar a interpenetração entre eles (ver detalhe 2 da figura 4.2). Os elementos finitos de interface foram colocados a meio da altura (h) e na região sem pré-fenda (detalhe 1 da figura 4.2). Os elementos de suporte e de solicitação foram simulados como corpos rígidos, tendo sido consideradas superfícies de contacto entre eles e o provete.

A análise por elementos finitos foi efectuada considerando um comportamento não linear geométrico. O deslocamento total ($\delta_{\text{total}}=10$ mm) é aplicado pelo elemento de solicitação (detalhe 1 da figura 4.2) de uma forma incremental, tendo-se tomado um incremento igual a 0,1% do valor do deslocamento total (δ_{total}), a fim de garantir uma propagação estável.

A distribuição das taxas de libertação de energia ao longo da frente da fenda foi obtida recorrendo a uma adaptação do método “*Virtual Crack Closure Technique*”, ou método VCCT (Rybicki *et al.* 1977). Nesta técnica, as tensões e os deslocamentos relativos dos pontos de Gauss dos elementos finitos de interface, são utilizados na obtenção das taxas de libertação de energia (G_i , $i=I, II$ e III):

$$\begin{aligned} G_I &= \frac{\sigma_{j3}(w_{kt} - w_{kb})}{2} \\ G_{II} &= \frac{\tau_{j31}(u_{kt} - u_{kb})}{2} \\ G_{III} &= \frac{\tau_{j32}(v_{kt} - v_{kb})}{2} \end{aligned} \quad (4.1)$$

Nestas equações σ_{j3} , τ_{j31} e τ_{j32} representam as tensões nodais na frente de fenda (Figura 4.3). Por sua vez, u_{kt} , v_{kt} and w_{kt} são os deslocamentos dos pontos de Gauss localizados na face superior imediatamente antes da extremidade da fenda (nós kt , na figura 4.3), enquanto que u_{kb} , v_{kb} e w_{kb} são os deslocamentos dos pontos de Gauss homólogos da face inferior (nós kb , na figura 4.3). A principal vantagem desta técnica reside no facto das distribuições de G_i

poderem ser obtidas numa única análise por elementos finitos, desde que a malha seja suficientemente refinada e que a propagação da fenda seja auto-semelhante.

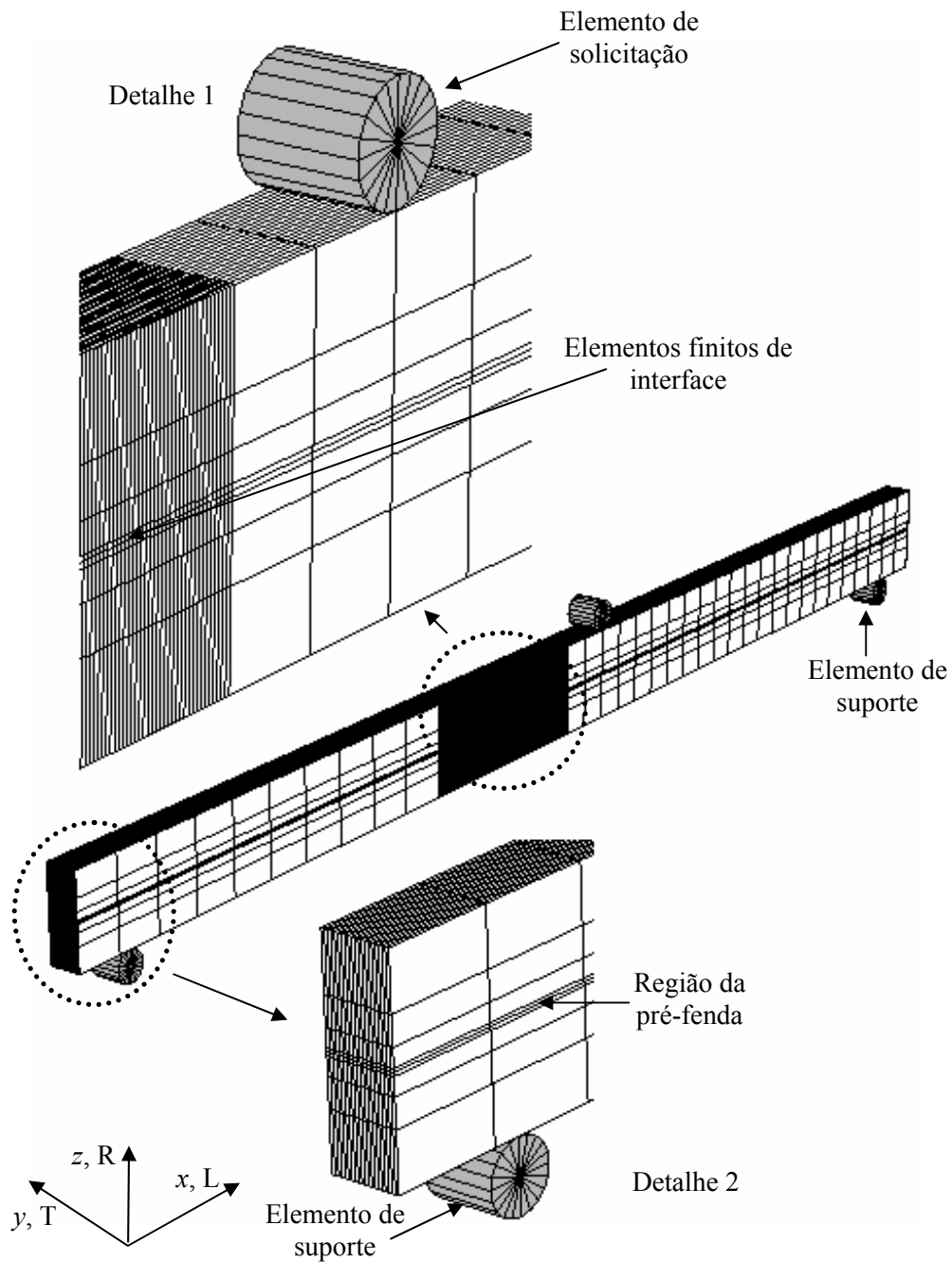


Figura 4.2 Modelo de elementos finitos 3D, utilizado para o provete ENF.

Nas figuras 4.4 a 4.6 apresentam-se os perfis de G_i ao longo da frente da fenda do provete ENF. A partir destas figuras conclui-se que as taxas de libertação de energia em modo I (G_I) e em modo III (G_{III}) podem ser consideradas desprezáveis. Em relação a G_{II} podemos afirmar que representa 99,8% do valor total da taxa de libertação de energia do provete (G_{TOTAL}). Assim, para a geometria do provete ENF que foi utilizada, a libertação de energia na frente da fenda ocorre em modo II quase puro.

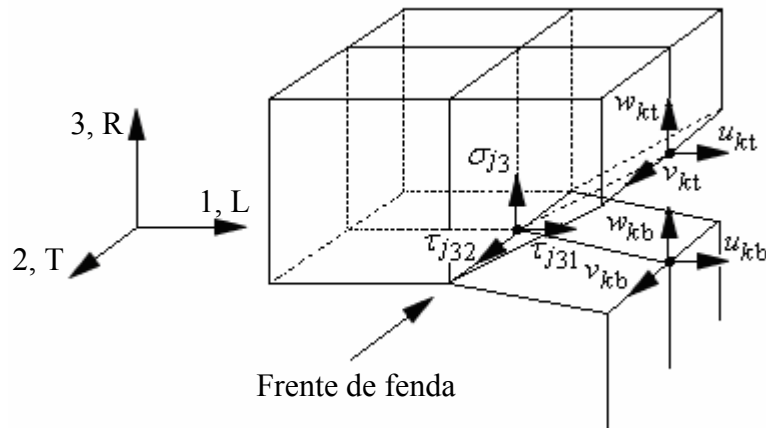


Figura 4.3 Esquema de localização dos nós locais, utilizado para aplicação do método VCCT

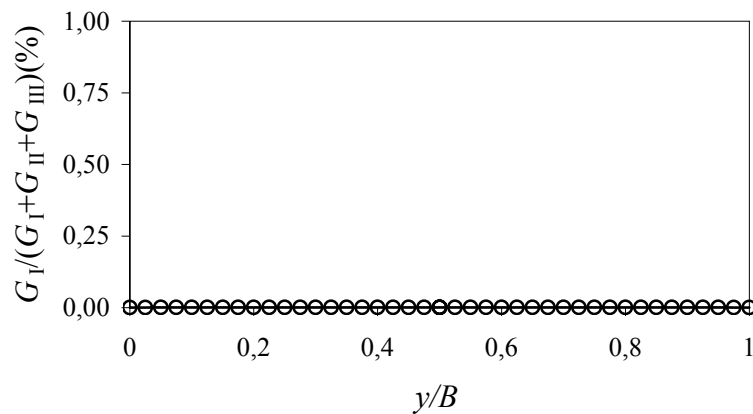


Figura 4.4 Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_I) na frente da fenda.

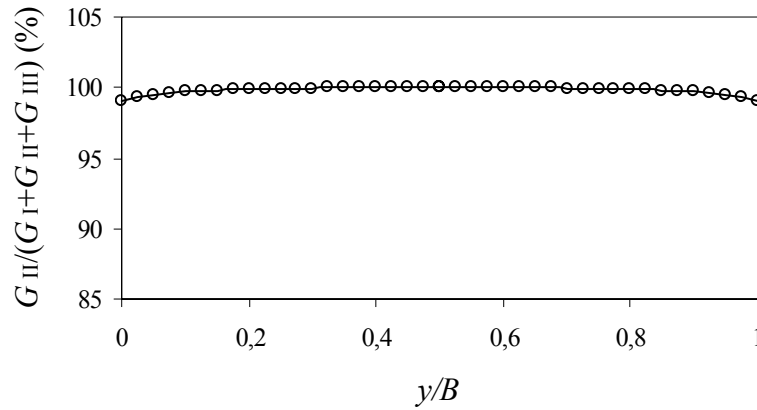


Figura 4.5 Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_{II}) na frente da fenda.

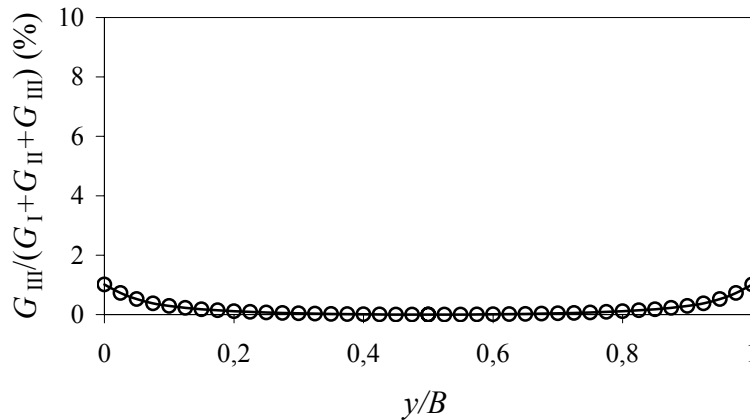


Figura 4.6 Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia (G_{III}) na frente da fenda.

4.2.2. Métodos de tratamento de resultados

Os métodos de tratamento de resultados utilizados para determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo II (G_{IIc}), a partir dos valores numéricos de $P-\delta-a$, foram os seguintes: a Teoria das Vigas Corrigida (TVC), o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) e o Método de Calibração da Flexibilidade baseado na Teoria de Vigas (MCFTV).

4.2.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)

Este método de determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo II requer o conhecimento da relação $P-\delta-a$, e baseia-se na equação de Irwin-Kies (equação 2.7)

$$G_{IIc} = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da}, \quad (4.2)$$

onde B é a largura do provete e C a flexibilidade. A relação entre a flexibilidade e o comprimento de fenda ($C-a$) pode ser aproximada através de uma função polinomial de terceiro grau,

$$C = C_3 a^3 + C_2 a^2 + C_1 a + C_0, \quad (4.3)$$

onde C_0, C_1, C_2, C_3 são os coeficientes da função polinomial. Substituindo a equação (4.3) na equação (4.2), obtém-se a expressão que permite determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo II

$$G_{IIc} = \frac{P^2}{2B} (3C_3 a^2 + 2C_2 a + C_1). \quad (4.4)$$

4.2.2.2. Teoria das vigas corrigida (TVC)

A Teoria das Vigas Corrigida fornece a seguinte expressão para a identificação da taxa crítica de libertação de energia em modo II

$$G_{IIc} = \frac{9P^2 a^2}{16B^2 E_L h^3} \frac{F}{N} f_v, \quad (4.5)$$

onde F e N são factores de correcção que consideram o efeito de grandes deslocamentos, enquanto que f_v é um factor que contempla o efeito do esforço transversal (Davies, 1993). O factor F pode ser determinado recorrendo às seguintes expressões

$$F = 1 - \phi_1 \left(\frac{\delta}{L} \right)^2 \quad (4.6)$$

e

$$\phi_1 = \frac{3}{5} \frac{\left\{ 15 \left[1 - \left(\frac{a}{L} \right)^3 \right]^2 - 40 \left(\frac{a}{L} \right)^2 \left[1 - \left(\frac{a}{L} \right)^3 \right] + 48 \left(\frac{a}{L} \right)^4 \right\}}{\left[2 + 3 \left(\frac{a}{L} \right)^3 \right]^2}. \quad (4.7)$$

Por sua vez, o factor N é obtido através da seguinte equação

$$N = 1 + \phi_2 \left(\frac{\delta}{L} \right)^2, \quad (4.8)$$

sendo

$$\phi_2 = \frac{3}{35} \frac{\left[37 + 147 \left(\frac{a}{L} \right)^3 + 210 \left(\frac{a}{L} \right)^6 + 105 \left(\frac{a}{L} \right)^9 \right]}{\left[2 + 3 \left(\frac{a}{L} \right)^3 \right]^3}. \quad (4.9)$$

Finalmente, o factor de correcção f_v é dado por

$$f_v = 1 + 0,2 \frac{E_L}{G_{LR}} \frac{h^2}{a^2}. \quad (4.10)$$

É evidente, a partir das equações anteriores (equações 4.5 a 4.10), que a Teoria das Vigas Corrigida exige o conhecimento prévio das propriedades elásticas do material (E_L e G_{LR}), além da medição da força P e do comprimento de fenda a .

4.2.2.3. Método de calibração da flexibilidade baseado na teoria de vigas (MCFTV)

O principal problema dos métodos anteriores prende-se com a medição do comprimento de fenda a , durante a propagação. De facto, devido às características intrínsecas do ensaio e à natureza quase-frágil da madeira, é difícil avaliar com rigor a posição da extremidade da fenda. Será porventura esta a razão pela qual o ensaio ENF não tem vindo a ser muito usado para a caracterização do comportamento à fractura da madeira em modo II, desde a sua introdução por Barrett *et al.* (1977). Nesta secção iremos apresentar uma nova metodologia de tratamento de resultados que permite a determinação do valor de G_{IIc} sem recorrer à medição directa de a durante a execução de um ensaio.

A energia de deformação devida ao momento-flector e ao esforço transversal é dada por

$$U = \int_0^{2L} \frac{M_f^2}{2E_f I} dx + \int_0^{2L} \int_{-h}^h \frac{\tau^2}{2G_{LR}} B dy dx, \quad (4.11)$$

sendo M_f o momento-flector, I o momento estático de segunda ordem da secção transversal do provete e τ a tensão de corte num ponto dessa secção. A distribuição das tensões de corte ao longo da secção transversal é dada por

$$\tau = \frac{3}{2} \frac{V_i}{A_i} \left(1 - \frac{y^2}{c_i^2} \right), \quad (4.12)$$

onde A_i , c_i e V_i representam, respectivamente, a área da secção, metade da altura da viga e o esforço transverso do segmento i ($0 \leq x \leq a$, $a \leq x \leq L$ ou $L \leq x \leq 2L$). Considerando o teorema de Castigliano, o deslocamento do ponto de aplicação da carga antes da iniciação do dano é dado por

$$\delta = \frac{dU}{dP} = \frac{P(3a_0^3 + 2L^3)}{12E_f I} + \frac{3PL}{10BhG_{LR}}. \quad (4.13)$$

O módulo de flexão do provete pode ser obtido a partir da equação (4.13) considerando a flexibilidade inicial, C_0

$$E_f = \frac{3a_0^3 + 2L^3}{12I} \left(C_0 - \frac{3L}{10BhG_{LR}} \right)^{-1}. \quad (4.14)$$

A flexibilidade durante o processo de propagação de fenda pode ser obtida a partir da equação 4.13, considerando no lugar do comprimento de fenda inicial (a_0) o comprimento de fenda real (a), corrigido por um termo adicional Δa_{ZPF} que contempla a existência de uma Zona de Processo de Fractura (ZPF) na extremidade a fenda:

$$C = \frac{3(a + \Delta a_{ZPF})^3 + 2L^3}{12E_f I} + \frac{3L}{10BhG_{LR}}. \quad (4.15)$$

O comprimento de fenda equivalente (a_{eq}) será então dado por

$$a_{eq} = a + \Delta a_{ZPF} = \left[\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} a_0^3 + \frac{2}{3} \left(\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} - 1 \right) L^3 \right]^{1/3}, \quad (4.16)$$

onde C_{corr} representa a flexibilidade corrigida C_{corr} ,

$$C_{corr} = C - \frac{3L}{10BhG_{LR}}. \quad (4.17)$$

A equação (4.16) é semelhante à obtida por Tanaka *et al.* (1995), embora no presente estudo tenha sido incluído o efeito do esforço transversal. Considerando a TVC (equação (4.5)) sem factores de correcção, G_{IIC} pode ser obtido através da seguinte equação

$$G_{IIC} = \frac{9P^2}{16B^2 E_f h^3} \left[\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} a_0^3 + \frac{2}{3} \left(\frac{C_{corr}}{C_{0corr}} - 1 \right) L^3 \right]^{\frac{2}{3}}. \quad (4.18)$$

As equações 4.14, 4.16 e 4.18 constituem a base do MCFTV, que exige apenas a medição directa da força (P) e do deslocamento (δ), durante os ensaios de fractura. Embora o módulo de corte G_{LR} intervenha na expressão de C_{corr} (equação (4.17)), ver-se-á mais à frente (secção 4.2.5) que se pode usar um valor característico dessa propriedade. Consequentemente, uma vantagem adicional do MCFTV prende-se com o facto de não requerer a determinação prévia das propriedades elásticas.

4.2.3. Validação de um modelo 2D de elementos finitos

Nesta secção pretende-se validar o uso de uma análise bidimensional (2D) do ensaio ENF, a partir de uma análise tridimensional (3D), com o objectivo de reduzir o tempo de cálculo computacional. Com esse fim foi elaborado um modelo 2D de elementos finitos (Figura 4.7), usando a geometria do provete ENF apresentada na figura 4.1.

O modelo 2D é constituído por elementos sólidos bidimensionais de 8 nós do software ABAQUS® e por elementos finitos de interface de 6 nós. A malha de elementos finitos utilizada neste estudo é composta por 2750 elementos sólidos contínuos e por 122 elementos finitos de interface, podendo ser observada na figura 4.7. O detalhe 1 corresponde à região da pré-fenda onde foram impostas condições de contacto de forma a evitar a interpenetração entre os braços superior e inferior do provete ENF. Os elementos finitos de interface foram colocados a meio da altura do provete (h) e na região sem pré-fenda (representados por cruzes no detalhe 2, da figura 4.7). Neste modelo de elementos finitos também foram consideradas superfícies de contacto entre o provete e os suportes/actuador, os quais são considerados como corpos rígidos (ver figura 4.7). A análise numérica foi efectuada considerando condições de estado plano de tensão e um comportamento não linear geométrico. O deslocamento total ($\delta_{total}=10$ mm) foi aplicado de uma forma incremental a meio vão do provete, sendo o valor de incremento igual a 0,1% de δ_{total} de modo a garantir uma propagação estável.

A determinação do valor de G_{IIc} , a partir dos modelos de elementos finitos 3D e 2D, foi efectuada recorrendo aos métodos de tratamento de resultados expostos na secção anterior. Uma vez que os resultados obtidos pelos diferentes métodos são semelhantes, optou-se por apresentar na figura 4.8 apenas os resultados obtidos pelo MCFTV.

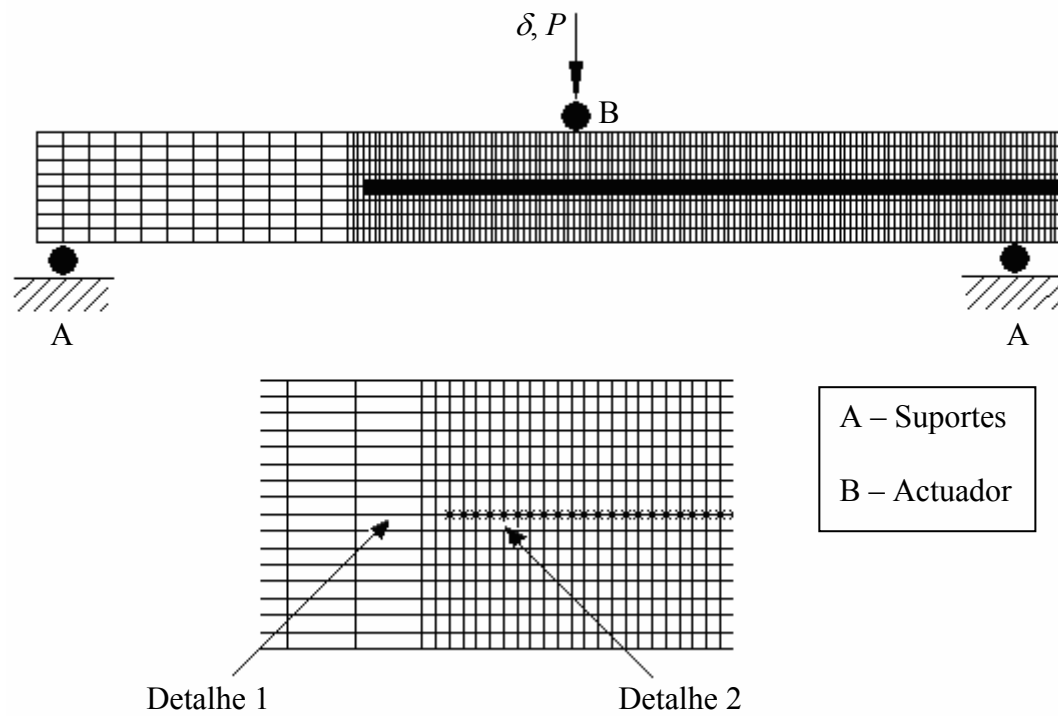


Figura 4.7. Malha de elementos finitos (2D) utilizada para o provete ENF.

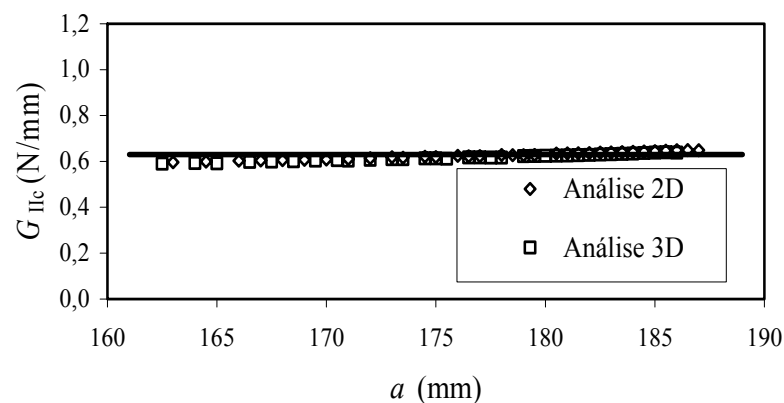


Figura 4.8. Comportamentos das curvas $G_{IIc}=f(a)$, obtidas a partir das análises 2D e 3D.

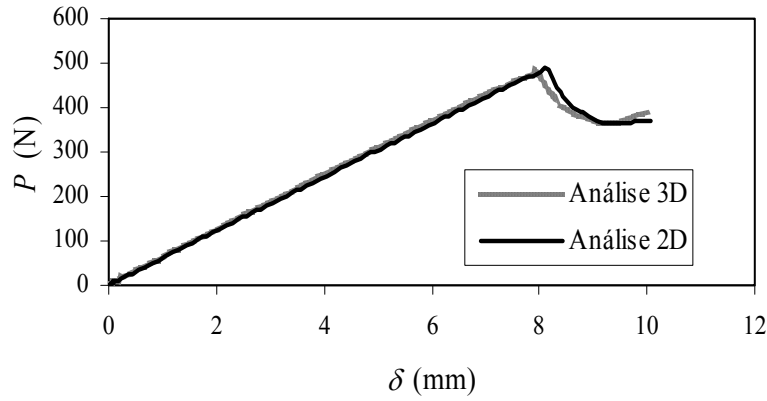


Figura 4.9. Comportamento da curvas P - δ considerando modelos numéricos 2D e 3D.

Por observação da figura 4.8 pode-se afirmar que existe uma boa concordância entre os valores numéricos obtidos e o valor de referência de G_{IIc} introduzido nos modelos de elementos finitos (Tabela 4.1), e que a geometria adoptada para o provete ENF é adequada para a determinação de G_{IIc} . Por outro lado, as curvas P - δ obtidas pelas duas análises (2D e 3D) também apresentam uma excelente concordância (Figura 4.9). A acrescentar a estes factos, foi ainda observado que durante a propagação no modelo 3D o valor do comprimento de fenda (a) medido no bordo do provete é igual ao valor medido no centro, apesar da distribuição não uniforme de G_i ($i = I, II, III$) apresentada na secção 4.2.1. Estes resultados levam-nos a concluir que os efeitos tridimensionais podem ser considerados desprezáveis, pelo que daqui em diante utilizaremos o modelo 2D para reduzir o tempo de cálculo.

4.2.4. Validação analítica do modelo numérico 2D

Assume-se por hipótese que o tramo do provete ENF com pré-fenda actua como duas vigas independentes, cada uma delas suportando metade da carga aplicada (Figura 4.10). Considerando o teorema de Castigliano, o deslocamento a meio vão do provete antes da iniciação do dano é dado pela equação 4.13, aqui repetida por comodidade

$$\delta = \frac{dU}{dP} = \frac{P(3a_0^3 + 2L^3)}{12E_f I} + \frac{3PL}{10BhG_{LR}}. \quad (4.19)$$

Durante a propagação da fenda, e para comprimentos de fenda menores que L ($a < L$), o deslocamento a meio vão do provete pode ser expresso por uma equação similar à equação (4.19), considerando a em vez de a_0 .

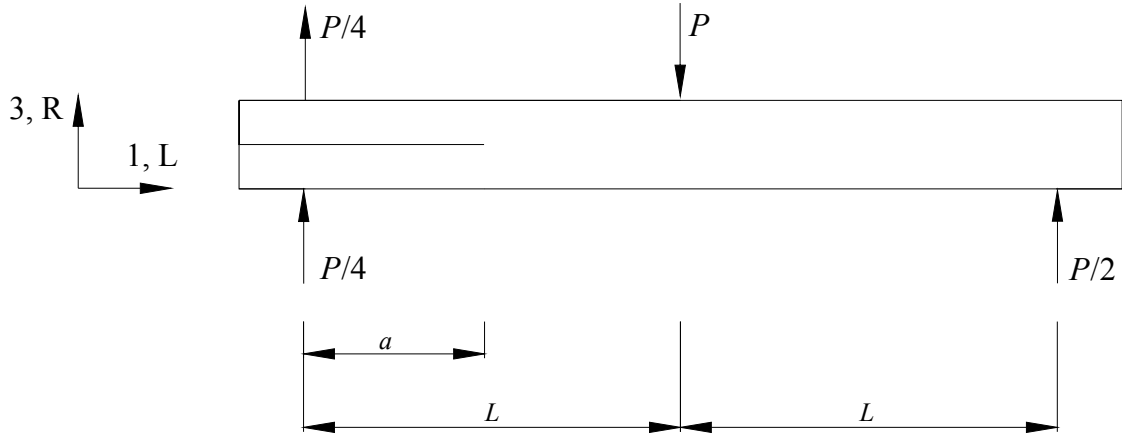


Figura 4.10. Diagrama de corpo livre do provete ENF

Utilizando a expressão anterior e a expressão de Irwin-Kies (equação (4.2)), obtém-se

$$G_{IIC} = \frac{9P^2 a^2}{16B^2 E_f h^3}. \quad (4.20)$$

Resolvendo esta equação em ordem ao comprimento de fenda a resulta:

$$a = \frac{4B(G_{IIC} E_f h^3)^{\frac{1}{2}}}{3P}. \quad (4.21)$$

Substituindo a equação (4.21) na equação (4.19), chega-se a

$$\delta = \frac{P}{12E_f I} \left[\left(2L^3 + \frac{36E_f IL}{10BhG_{LR}} \right) + \frac{(8G_{IIC} E_f BI)^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{3}P^3} \right]. \quad (4.22)$$

Para comprimentos de fenda maiores que L ($a > L$) o teorema de Castigliano conduz a:

$$\delta = \frac{P}{3E_f I} \left[2L^3 - \frac{3}{4}(2L - a)^3 \right] + \frac{3PL}{10BhG_{LR}}, \quad (4.23)$$

pelo que a taxa crítica de libertação de energia é dada por

$$G_{IIC} = \frac{9P^2 (2L - a)^2}{16E_f B^2 h^3}. \quad (4.24)$$

Substituindo o termo $(2L-a)$ da equação (4.24) na equação (4.23) obtém-se para o deslocamento a seguinte expressão:

$$\delta = \frac{P}{3E_f I} \left(2L^3 - \frac{16B^3(E_f h^3 G_{IIc})^{\frac{3}{2}}}{9P^3} \right) + \frac{3PL}{10BhG_{LR}}. \quad (4.25)$$

As curvas P - δ numérica e analítica (equações (4.19), (4.22) e (4.25)) para o sistema de propagação RL podem ser observadas na figura 4.11. A rigidez inicial destas curvas difere apenas 3%, enquanto que a diferença na força máxima é de 3,3%. As discrepâncias entre as curvas analítica e numérica podem ser atribuídas ao início do processo de amaciamento que ocorre muito antes do valor da força máxima ser atingido (ver figuras 4.11 e 4.12), o que não é contabilizado na determinação da curva analítica. A figura 4.12 apresenta a evolução da ZPF e do comprimento de fenda a em função do deslocamento aplicado δ . Constata-se que a ZPF aumenta com o deslocamento, até ao início propagação de fenda. Durante a propagação, a ZPF mantém um valor constante, o que significa a existência de uma propagação de fenda auto-semelhante.

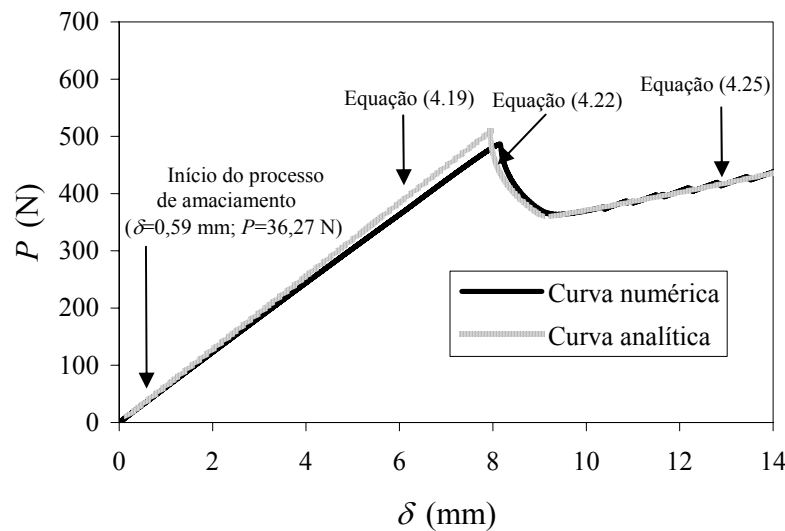


Figura 4.11. Comparação entre as curvas P - δ analítica e numérica.

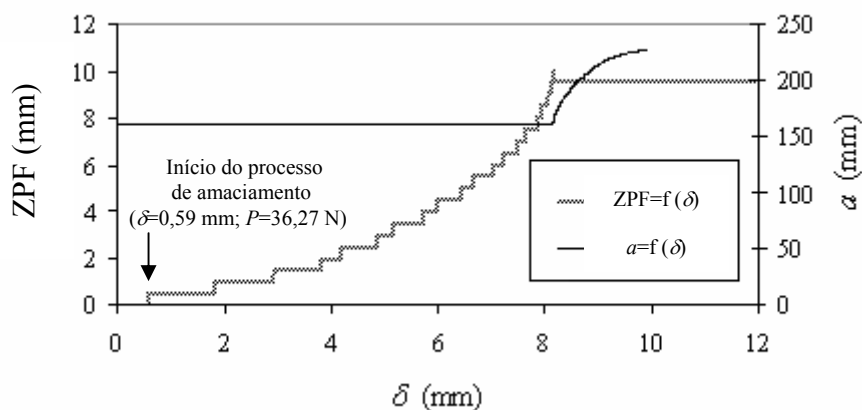


Figura 4.12. Evolução da ZPF e do comprimento de fenda a em função do deslocamento δ aplicado, para o sistema de propagação de fenda RL.

4.2.5. Identificação de G_{IIc}

Nas figuras 4.13 e 4.14 encontram-se os resultados obtidos a partir da simulação numérica do ensaio ENF. A curva P - δ assume um comportamento não linear (Figura 4.13), mesmo antes de ser alcançada a força máxima. Uma vez atingida a força máxima, observa-se uma propagação estável da fenda inicial, acompanhada de uma diminuição da força P até valores de a próximos de L (Figura 4.14).

Na figura 4.15, encontra-se ilustrada a relação entre a flexibilidade e o comprimento de fenda (C - a). Conforme se pode observar nessa figura, os resultados numéricos C - a podem ser descritos com rigor por um polinómio do terceiro grau (equação 4.3). A curva de resistência, $G_{IIc}=f(a)$, foi então determinada através do Método de Calibração da Flexibilidade (equação 4.4), estando representada na figura 4.16. Com base nesta figura pode-se concluir que existe uma boa concordância entre o valor de G_{IIc} fornecido pelo MCF e o valor de referência introduzido no modelo de dano.

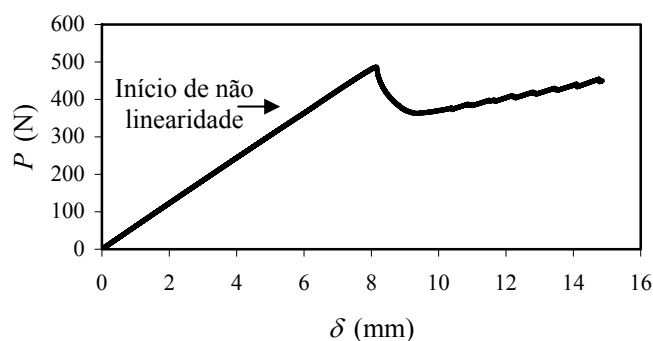


Figura 4.13. Comportamento da curva P - δ , obtido no ensaio ENF.

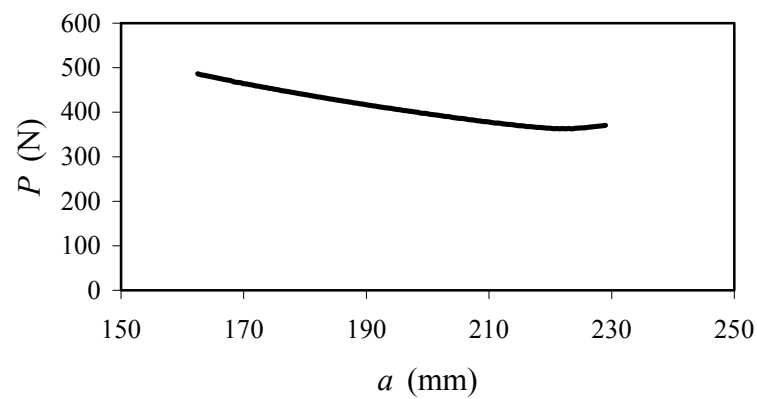


Figura 4.14. Comportamento da curva P - a , obtido no ensaio ENF.

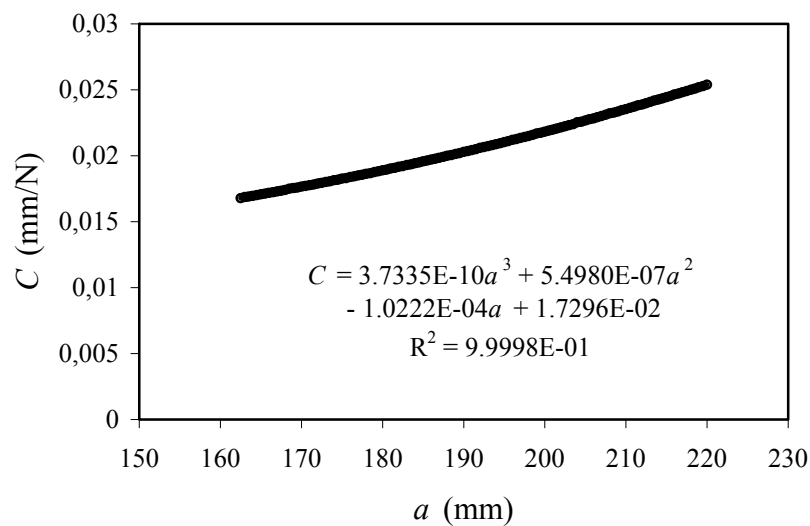


Figura 4.15. Relação entre flexibilidade-comprimento de fenda ($C = f(a)$), obtida para o ensaio ENF

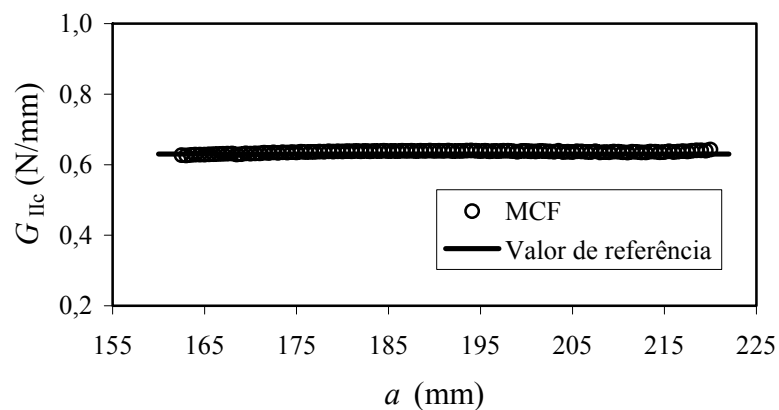


Figura 4.16. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo ao Método de Calibração da Flexibilidade (MCF).

A Teoria das Vigas Corrigida (TVC) foi também utilizada neste estudo com o objectivo de obter o valor de G_{IIc} . Na figura 4.17 pode-se observar a curva $G_{IIc}=f(a)$, obtida a partir da TVC (equação (4.5)). Da observação desta figura, conclui-se que esta metodologia de tratamento dos resultados subestima o valor de G_{IIc} . Além disso, quando a frente da fenda se aproxima da região de aplicação da solicitação o valor de G_{IIc} tende a aumentar, devido ao efeito das tensões compressivas existentes nesta região. Também foi observado que os factores de correcção propostos por Davies *et al.* (2001), e incluídos na equação (4.5), têm pouca influência no valor de G_{IIc} (<1%).

O facto da TVC conduzir a um valor de G_{IIc} inferior ao valor de referência introduzido no modelo numérico pode ser explicado pelo desenvolvimento de uma ZPF. A ZPF corresponde a uma região de material danificado na extremidade da fenda, que não pode ser desprezada pois pode influenciar significativamente a flexibilidade do provete ENF. Numericamente, a dimensão da ZPF corresponde ao número de pontos, localizados na extremidade da fenda, que iniciaram o processo de amaciamento. Foi verificado, a partir das análises numéricas, que durante o processo de propagação de fenda o tamanho da ZPF é constante e igual a 9,5 mm, representando assim uma propagação de fenda auto-semelhante (Figura 4.18).

Em seguida vamos avaliar a influência da ZPF na determinação de G_{IIc} através da TVC. A energia libertada pelos pontos que iniciaram o processo de amaciamento é igual à área sombreada da figura 4.19. Assim sendo, para um ponto (j) pertencente à ZPF tem-se

$$G_{j,II} = G_{IIc} - \frac{\delta_{u,II} \sigma_{j,II}}{2}. \quad (4.26)$$

Considerando os n pontos localizados na ZPF, a energia total libertada nesta região pode ser quantificada da seguinte forma

$$G_{II(ZPF)} = nG_{IIc} - \frac{\delta_{u,II}}{2} (\sigma_{1,II} + \sigma_{2,II} + \dots + \sigma_{n,II}). \quad (4.27)$$

O número de pontos de integração (n_p) localizados na frente da fenda que devem ser considerados “abertos” para contabilizar a energia libertada na ZPF, é então obtido a partir da seguinte expressão

$$n_p = \text{INT}\left(\frac{G_{II(ZPF)}}{G_{IIc}}\right) = n - \text{INT}\left[\frac{1}{\sigma_{u,II}}(\sigma_{1,II} + \sigma_{2,II} + \dots + \sigma_{n,II})\right], \quad (4.28)$$

onde INT representa o número inteiro mais próximo do valor entre parênteses. O valor do comprimento de fenda equivalente (a_{eq}) é obtido a partir da soma entre o comprimento de fenda real (a) e o termo de correcção Δa_{ZPF} correspondente ao número de pontos de integração n_p dado pela equação (4.28)

$$a_{eq} = a + \Delta a_{ZPF}. \quad (4.29)$$

Para o caso em estudo, o valor da Δa_{ZPF} é de aproximadamente 4,25 mm na região de propagação de fenda auto-semelhante, associada ao patamar da curva de resistência presente na figura 4.20. A introdução na Teoria de Vigas Corrigida (equação (4.5)) do conceito de fenda equivalente (TVC-ZPF) permite suprimir em grande parte a subestimação verificada no cálculo de G_{IIc} aquando da consideração do valor real do comprimento de fenda, a (Figura 4.21).

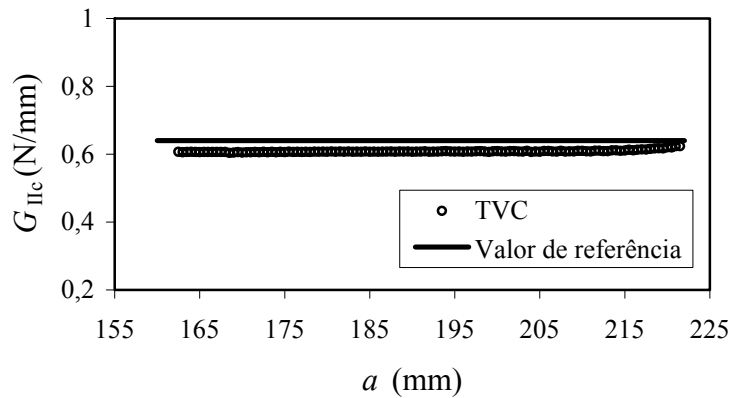


Figura 4.17. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, obtido para o provete ENF, recorrendo à TVC.

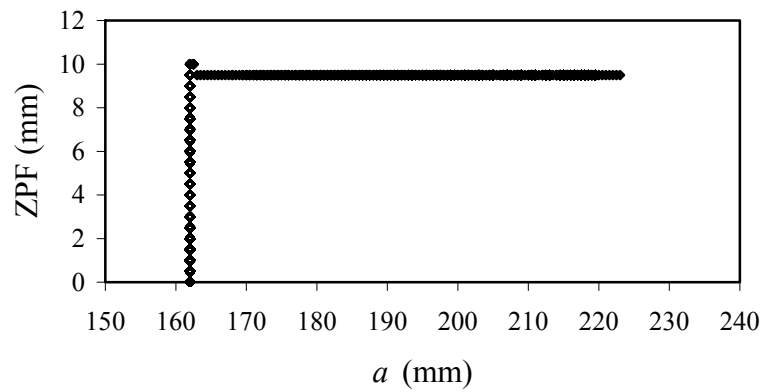


Figura 4.18. Evolução da ZPF em função do comprimento de fenda (a).

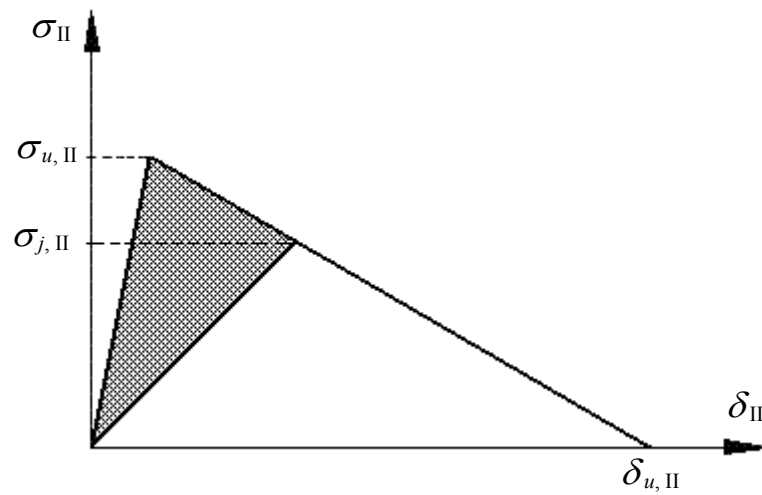


Figura 4.19. Diagrama de evolução da ZPF em função do comprimento de fenda (a).

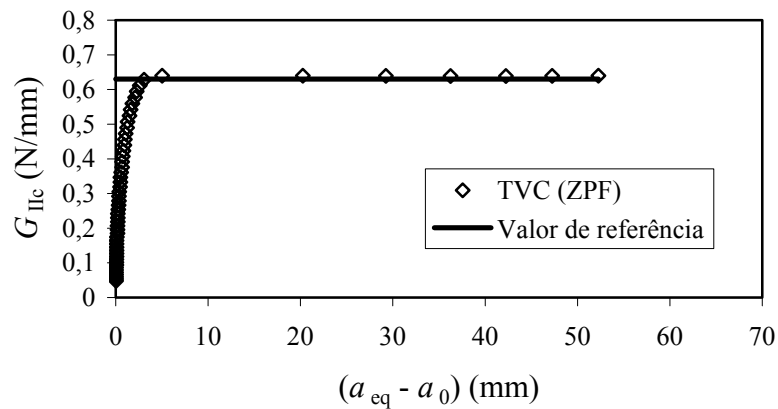


Figura 4.20. Comportamento da curva- R obtida para o provete ENF e contabilizando o efeito do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda.

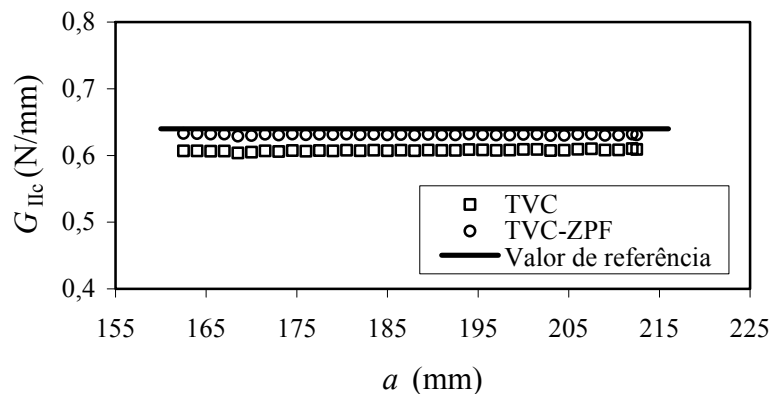


Figura 4.21. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, considerando o valor de a real (sem contabilizar ZPF) e o valor de a_{eq} (com consideração da ZPF).

Embora as curvas $G_{IIc}=f(a)$ obtidas usando o MCF e a TVC apresentem uma excelente concordância com o valor de referência de G_{IIc} introduzido no modelo de dano, as referidas metodologias de tratamento de resultados são de difícil aplicação experimental. Na verdade, quer o MCF quer a TVC exigem a medição do comprimento de fenda (a) durante a execução do ensaio experimental. Assim sendo, pretende-se agora verificar se o MCFTV é adequado para a determinação de G_{IIc} . Recorrendo às equações (4.14), (4.16) e (4.18) obteve-se a curva de resistência, $G_{IIc}=f(a_{eq})$, apresentada na figura 4.22, através da qual se constata a boa concordância entre o valor de G_{IIc} obtido pelo MCFTV e o valor de referência. Por conseguinte, durante a execução de um ensaio experimental é somente necessário registrar os valores da força (P) e do deslocamento (δ). Isto constitui uma vantagem importante, uma vez que, como já foi referido, a medição do comprimento de fenda em termos experimentais constitui o maior problema inerente à aplicação do ensaio ENF na determinação de G_{IIc} .

No MCFTV, o módulo de flexão de cada provete (equação (4.14)) é determinado em função da flexibilidade inicial e do módulo de corte G_{LR} . Acontece porém que esta propriedade é difícil de identificar experimentalmente, além de que apresenta uma grande dispersão de provete para provete devido à heterogeneidade natural do material. Assim, foi analisada a influência de G_{LR} sobre o valor de G_{IIc} , encontrando-se o resultado na figura 4.23. Nesta figura, optou-se por representar G_{IIc} , normalizado pelo valor de referência (Tabela 4.1), em função do módulo de corte G_{LR} , também normalizado pelo seu valor de referência G_{LRref} . (Tabela 4.1). Pode-se concluir que esta propriedade elástica, para um intervalo entre $0,4G_{LRref}$ e $1,9G_{LRref}$, tem pouca influência no resultado de G_{IIc} . Isto significa que não é necessário determinar o valor de G_{LR} para cada provete, podendo ser usado um valor típico.

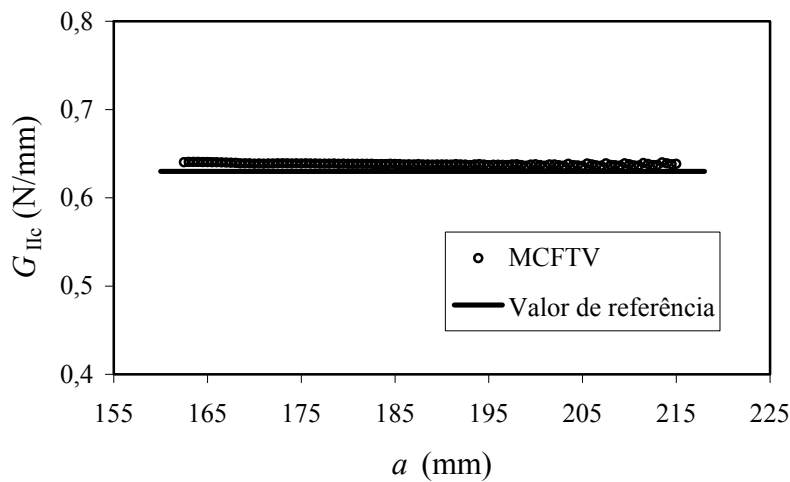


Figura 4.22. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtido recorrendo ao MCFTV.

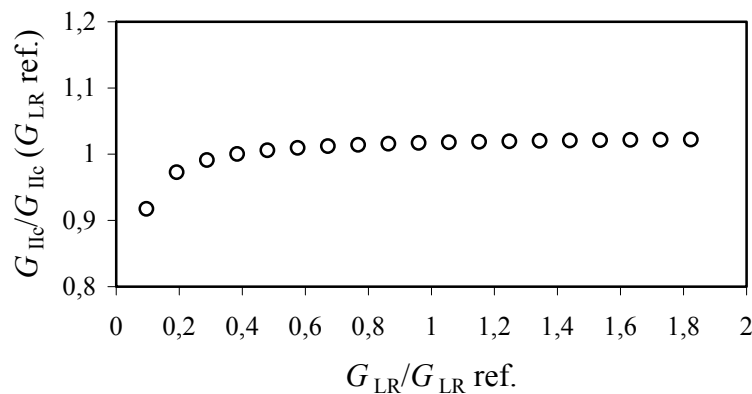


Figura 4.23. Influência de G_{LR} no valor de G_{IIc} .

Na tabela 4.2 apresenta-se sumariamente uma comparação entre os métodos MCF, TVC, TVC-ZPF e MCFTV. O MCF apresenta uma boa concordância com o valor de referência de G_{IIc} . A TVC, que não contempla a influência da ZPF, subestima o valor de G_{IIc} . Mas quando se considera um comprimento de fenda equivalente (a_{eq}) na TVC (TVC-ZPF), obtém-se um bom acordo entre o valor de G_{IIc} obtido e o valor de referência introduzido no modelo de dano. Isto confirma que o efeito da ZPF na frente da fenda é significativo e que deve ser considerado nas metodologias de tratamento de resultados baseadas na teoria de vigas. O MCFTV apresenta uma boa concordância entre o valor de G_{IIc} obtido e o valor de referência, e possui as vantagens de serem desnecessárias, a medição do comprimento de fenda durante a propagação e a prévia determinação das propriedades elásticas de cada provete.

Tabela 4.2. Comparação entre os métodos (MCF, TVC, TVC-ZPF e MCFTV) e o valor de referência de G_{IIc} para o sistema de propagação RL.

	MCF	TVC	TVC-ZPF	MCFTV
	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)
	0,632	0,611	0,635	0,638
$G_{IIc}=0,63$ (N/mm)	Erro (%)	Erro (%)	Erro (%)	Erro (%)
	0,32	-3,02	0,79	1,27
	Desv. Pad. (%)	Desv. Pad. (%)	Desv. Pad. (%)	Desv. Pad. (%)
	1,01	0,34	0,28	0,10

4.2.6. Influência da resistência ao corte

No sistema de propagação de fenda em estudo (sistema RL) a propagação da fenda num provete ENF pode ocorrer em simultâneo no lenho inicial e no lenho final. Este facto, aliado à natural variabilidade da madeira, conduz à incerteza sobre o valor da resistência ao corte τ_{RL}^{ult} a usar na simulação por elementos finitos do ensaio ENF. Estas circunstâncias justificam pois o interesse em estudar a influência da resistência ao corte τ_{RL}^{ult} nas curvas $P-\delta$ e, por conseguinte, no valor de G_{IIc} .

O intervalo de variação da resistência ao corte da madeira de *Pinus pinaster* foi determinado considerando a existência de uma relação linear entre esta propriedade e a densidade (Gibson, 1997)

$$\frac{\tau_{RL}^{ult}}{\tau_{RL}^{ult,ref}} = \frac{\rho}{\rho^{ref}}, \quad (4.30)$$

onde τ_{RL}^{ult} é a resistência ao corte da madeira correspondente à densidade ρ e $\tau_{RL}^{ult,ref}$ representa o valor de referência da resistência ao corte (Tabela 4.1) para a densidade de referência ρ^{ref} . O valor de referência da resistência ao corte para a espécie de madeira *Pinus pinaster* foi obtido por Xavier (2003) para o valor da densidade ρ^{ref} indicado na tabela 4.3. Nesta tabela, encontram-se também os valores máximo e mínimo da densidade (ρ) da madeira de *Pinus pinaster*, que correspondem respectivamente às densidades do lenho final e

do lenho inicial (Louzada, 2000). Substituindo os valores presentes nas tabelas 4.1 e 4.3 na equação (4.30), obtém-se 12 e 25 MPa como valores limite para a resistência ao corte.

Na figura 4.24, encontram-se representadas as curvas $P-\delta$ para os valores limites da resistência ao corte acima mencionados. Com base nesta figura pode-se concluir que a influência da tensão de corte no comportamento da curva $P-\delta$ é praticamente desprezável. De facto, uma variação significativa no valor da tensão de corte (12 para 25 MPa, isto é 108%) origina somente uma pequena variação (3,1%) no valor máximo da força suportada pelo provete ENF.

Um estudo similar foi efectuado em relação à curva de resistência $G_{IIc}=f(a)$, considerando como metodologia de tratamento de resultados o MCFTV. Como se pode comprovar pela figura 4.25, a influência da resistência ao corte sobre a curva $G_{IIc}=f(a)$ é insignificante, o que demonstra que a propagação de fenda é essencialmente governada pelo valor de G_{IIc} .

Tabela 4.3. Densidade da espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait. (Xavier, 2003; Louzada, 2000).

Propriedades	Valores
Valor de referência da densidade, ρ^{ref}	0,59
Máximo valor da densidade (lenho final), ρ	0,93
Mínimo valor da densidade (lenho inicial), ρ	0,45

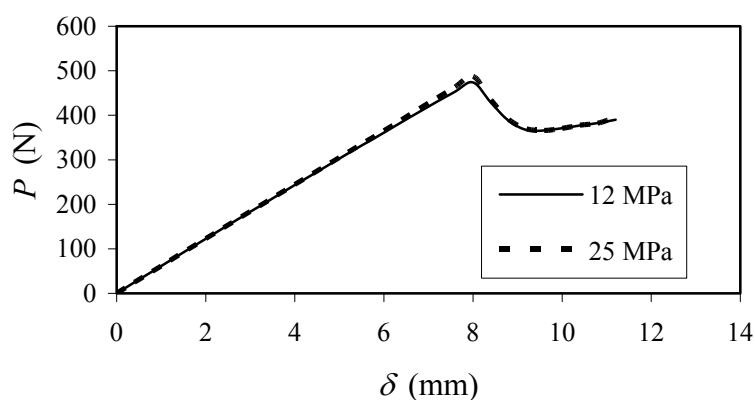


Figura 4.24. Influência da tensão de corte no comportamento da curva $P-\delta$.

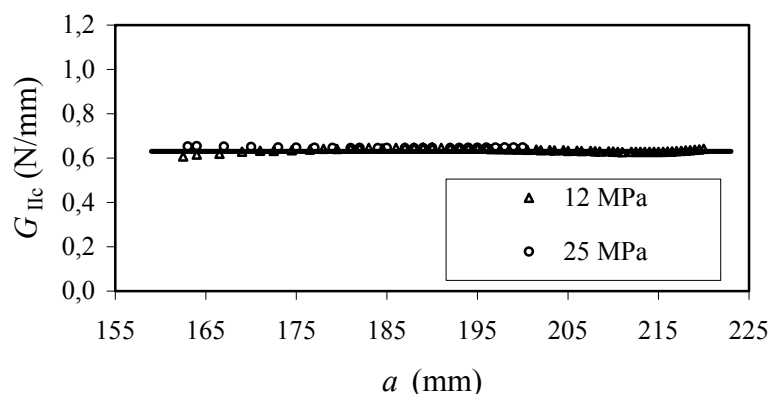


Figura 4.25. Influência da tensão de corte no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$.

4.2.7. Influência do atrito

A influência do atrito no valor de G_{IIc} , obtido a partir do provete ENF, foi estudada por Schuecker *et al.* (2000) para o caso dos materiais compósitos de fibras de carbono. Estes autores consideraram a existência de atrito entre as faces da pré-fenda (braço superior e inferior do provete), tendo verificado que o atrito induz um erro de aproximadamente 2% no valor de G_{IIc} . Também Buchholz *et al.* (1997) considerou a existência de atrito ao longo das faces da pré-fenda adjacentes aos suportes, tendo concluído que o comprimento da zona de contacto é aproximadamente igual a $2,5h$ e que o valor de iniciação real de G_{II} é 15% menor que o valor medido, devido à energia dissipada em consequência do atrito. Contudo, nesses estudos o efeito do atrito nas superfícies geradas durante a propagação de fenda não foi analisado.

No trabalho por elementos finitos aqui apresentado, foi considerada a existência de atrito quer entre as faces da pré-fenda quer entre as faces geradas pela propagação, tendo sido seleccionados os seguintes valores do coeficiente de atrito: $\mu=0$, $\mu=0,5$ e $\mu=1$. No incremento imediatamente anterior àquele onde se inicia a propagação de fenda verificou-se que as tensões normais compressivas estão confinadas à vizinhança do suporte esquerdo do provete (Figura 4.1). A força transmitida é aproximadamente igual a $P/4$ e o comprimento da zona de contacto está compreendido entre $3,25h$ e $3,5h$ (ver figura 4.26). Após propagação de fenda até um valor $a \approx 0,96L_1$, constata-se a existência de tensões compressivas não desprezáveis na vizinhança do ponto de aplicação da carga. Estes resultados justificam a prática corrente de minimização dos efeitos do atrito através da inserção de uma folha de Teflon[®] entre as faces da pré-fenda.

Em virtude das curvas $G_{IIc}=f(a)$ obtidas através de todos os métodos de tratamento de dados analisados na secção 4.2.5 serem semelhantes, optou-se por apresentar na figura 4.27 apenas a curva $G_{IIc}=f(a)$ obtida através do MCFTV. Com base na figura 4.27, pode-se concluir que o efeito do atrito no ensaio ENF pode ser desprezado para os três coeficientes de atrito estudados. O valor de G_{IIc} registou um aumento de 0,2% e 0,4%, para os casos de $\mu=0,5$ e $\mu=1$. De facto, o uso de folhas de Teflon[®] na região da pré-fenda diminuirá drasticamente o coeficiente de atrito, o que reforça os argumentos para a sua exclusão nas simulações numéricas.

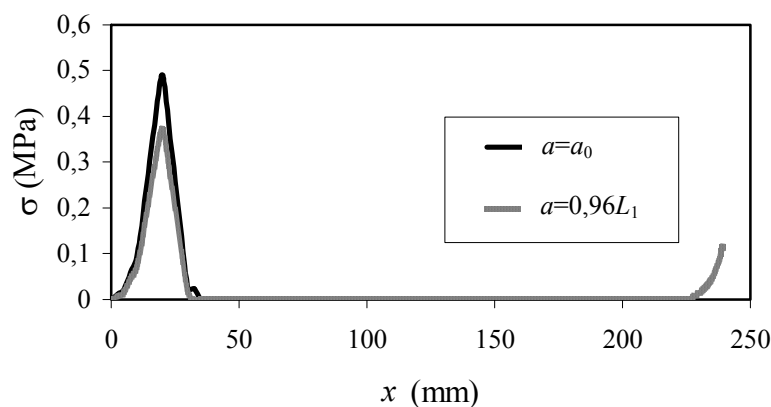


Figura 4.26. Tensões compressivas ao longo das faces da fenda verificadas, antes da iniciação da propagação de fenda ($a=a_0$) e para o máximo comprimento de fenda considerado ($a=0,96L_1$).

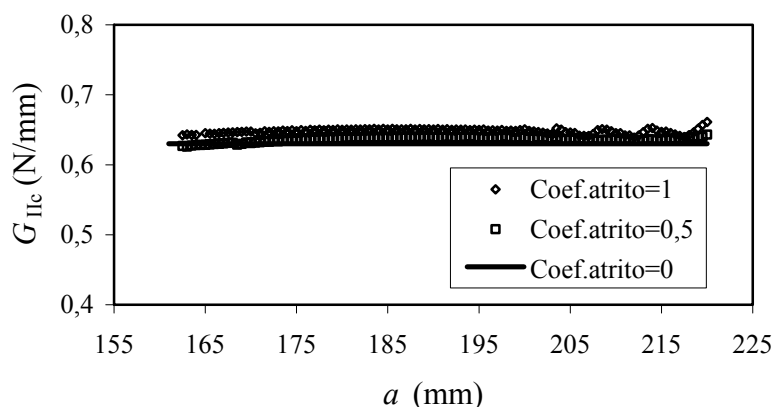


Figura 4.27. Estudo da influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, considerando três valores distintos para o coeficiente de atrito.

4.3. PROVETE *END LOADED SPLIT* (ELS)

Neste sub-capítulo pretende-se estudar a adequabilidade do ensaio *End Loaded Split* (ELS) para a determinação das propriedades de fractura em modo II da espécie de madeira *Pinus pinaster*. A geometria do provete ELS encontra-se ilustrada na figura 4.28. As dimensões adoptadas para este provete ($2h=20$ mm, $L=175$ mm, $L_1=230$ mm, $d=25$ mm, $B=20$ mm) foram baseadas em estudos prévios efectuados por Silva *et al.* (2006) e de Moura *et al.* (2006) sobre o ensaio *End Notched Flexure* (ENF). O comprimento de fenda inicial ($a_0=105$ mm) foi escolhido com o intuito de promover uma propagação de fenda estável, o que, de acordo com Wang *et al.* (1996), ocorre para $a_0/L \geq 0,55$. As propriedades mecânicas da espécie de madeira *Pinus pinaster* utilizadas nas análises por elementos finitos encontram-se na tabela 4.1.

4.3.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda

Com o objectivo de averiguar a existência de modos de fractura espúrios (modos I e III) na frente da fenda, foi elaborado um modelo de elementos finitos 3D do ensaio ELS. Este modelo numérico é constituído por 35250 elementos sólidos tridimensionais de oito nós do software ABAQUS®, e por 4890 elementos finitos de interface. Na região da fenda inicial foram impostas condições de contacto entre os braços superior e inferior do provete, a fim de evitar a sua interpenetração (ver figura 4.29). Os elementos finitos de interface foram colocados a uma altura h e na região sem pré-fenda (ver detalhe 1 na figura 4.29). A solicitação é aplicada ao provete ELS através de um cilindro de diâmetro igual a 10 mm (elemento actuador, detalhe 2 da figura 4.29). Este elemento actuador aplica um deslocamento total (δ_{total}) de 10 mm, por incrementos de 0,1% deste valor, de modo a induzir uma propagação de fenda estável. Neste modelo numérico foram impostas condições de contacto entre o elemento actuador, simulado como um corpo rígido, e o provete (ver detalhe 2 na figura 4.29). A análise por elementos finitos foi efectuada considerando um comportamento não linear geométrico.

Os perfis das taxas de libertação de energia (G_I , G_{II} e G_{III}) ao longo da frente da fenda foram obtidos através das equações (4.1). As taxas de libertação de energia em modos I e III (G_I e G_{III}) são praticamente nulas, enquanto que G_{II} representa cerca de 99,5% do valor total da taxa de libertação de energia (Figura 4.30). Assim sendo, a taxa de libertação de energia na frente da fenda ocorre em modo II quase puro, para a geometria do provete utilizada.

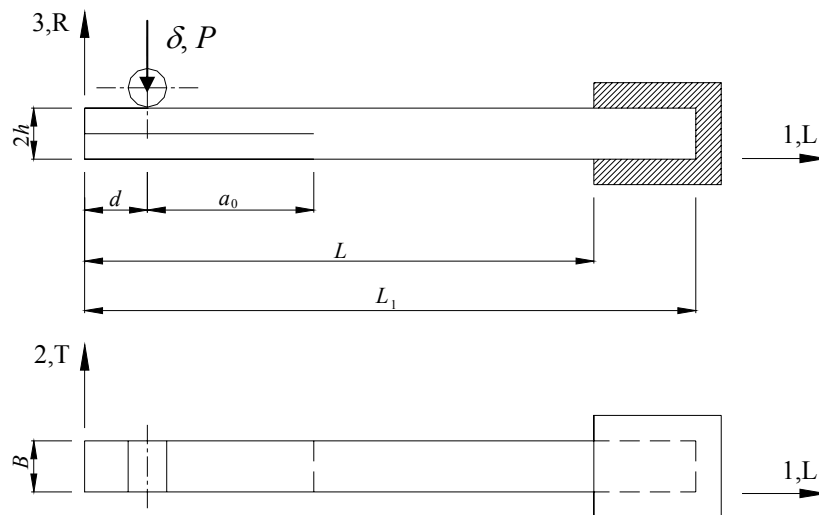


Figura 4.28. Geometria utilizada neste estudo para o provete ELS.

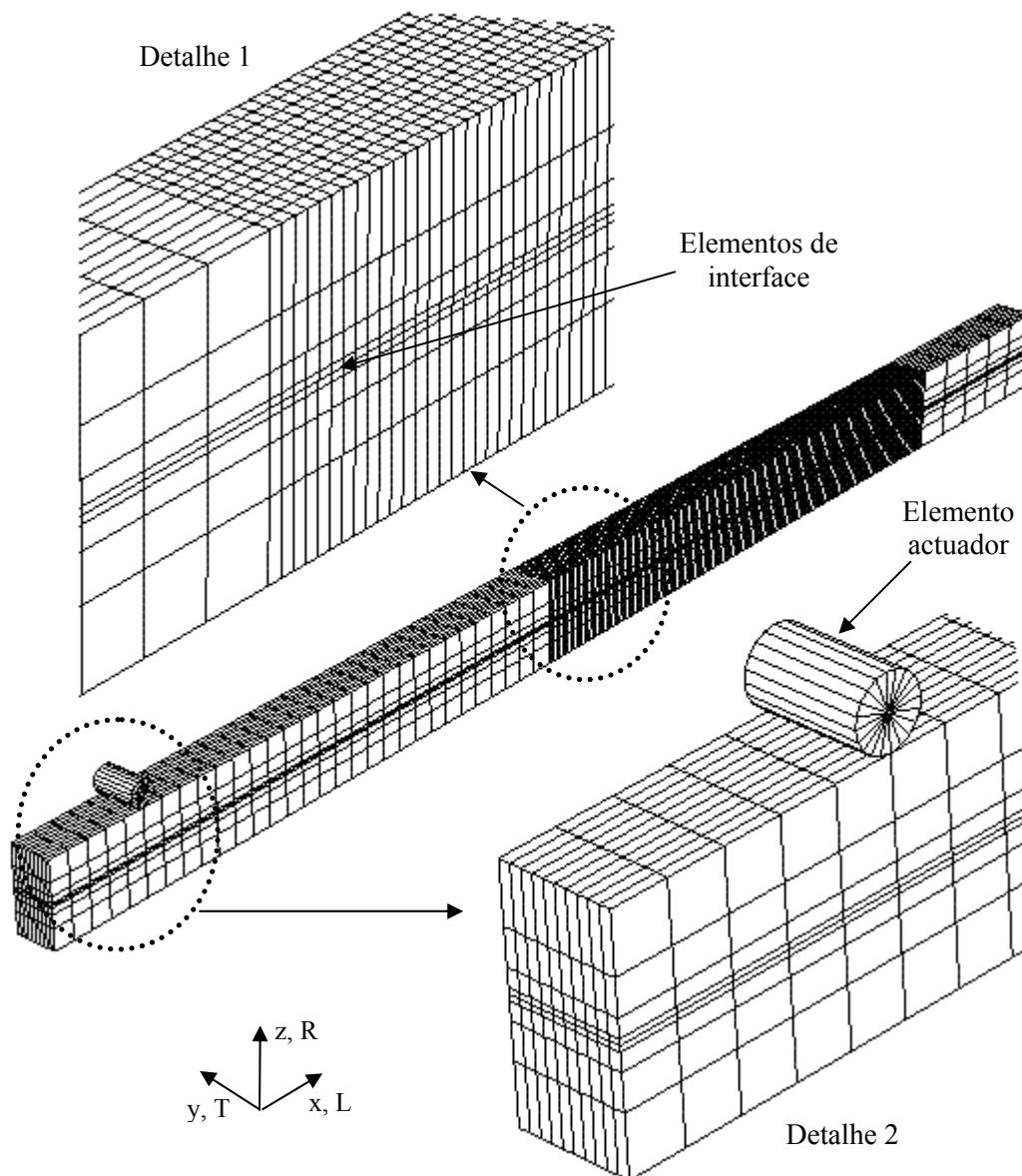


Figura 4.29. Modelo de elementos finitos tridimensional, utilizado para o provete ELS.

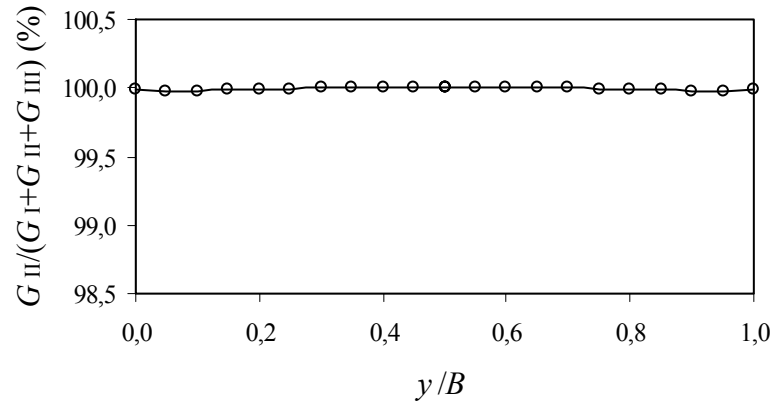


Figura 4.30. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia em modo II (G_{II}) na frente da fenda e ao longo da largura do provete ELS.

4.3.2. Metodologias de tratamento de resultados

4.3.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)

Um dos métodos clássicos de tratamento de resultados para a determinação do valor de G_{IIc} a partir do ensaio ELS, é o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF). Este método baseia-se na equação de Irwin-Kies (equação 4.2), e assume uma relação cúbica entre a flexibilidade C e o comprimento de fenda a (Davies *et al.* 2001),

$$C = C_0 + m a^3, \quad (4.31)$$

onde C_0 e m são os coeficientes da função polinomial, a determinar através de ensaios de calibração. O valor de G_{IIc} pode então ser obtido por

$$G_{IIc} = \frac{3 P^2 m a^2}{2 B}. \quad (4.32)$$

4.3.2.2. Teoria das vigas corrigida (TVC)

Outro método clássico de tratamento de resultados para a determinação de G_{IIc} a partir do ensaio ELS é a Teoria das Vigas Corrigida (TVC). De acordo com este método, a taxa crítica de libertação de energia é obtida recorrendo à seguinte equação

$$G_{IIc} = \frac{9P^2(a + |\Delta_{II}|)^2}{4B^2h^3E_L}, \quad (4.33)$$

onde Δ_{II} representa o termo de correcção do valor de a que contempla os efeitos do esforço transversal e da rotação na extremidade da fenda. A partir de um estudo por elementos finitos, Wang *et al.* (1992) assumiu que $\Delta_{II}=0,49\Delta_I$, sendo Δ_I o termo de correcção do valor de a para o ensaio *Double Cantilever Beam* (DCB),

$$\Delta_I = h \sqrt{\frac{E_L}{11G_{LR}}} \left[3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1 + \Gamma} \right)^2 \right], \quad (4.34)$$

onde

$$\Gamma = 1,18 \frac{\sqrt{E_L E_T}}{G_{LR}}. \quad (4.35)$$

4.3.2.3. Método de calibração da flexibilidade baseado na teoria de vigas (MCFTV)

Os dois métodos anteriores (MCF e TVC) requerem a medição directa do valor de a durante a propagação, o que em termos experimentais é difícil de realizar no ensaio ELS, à semelhança do que foi referido a propósito do ensaio ENF. Com o objectivo de contornar essa dificuldade experimental, pretende-se nesta secção apresentar uma nova metodologia de tratamento de resultados, denominada por Método de Calibração da Flexibilidade baseado na Teoria de Vigas (MCFTV).

Tal como no caso do ensaio ENF, a energia de deformação devida ao momento-flector e ao esforço transversal é dada por (equação 4.11)

$$U = \int_0^L \frac{M_f^2}{2E_L I} dx + \int_0^L \int_{-h}^h \frac{\tau^2}{2G_{LR}} B dy dx, \quad (4.36)$$

onde M_f representa o momento-flector, I o momento estático de segunda ordem da secção do provete e

$$\tau = \frac{3}{2} \frac{V_i}{A_i} \left(1 - \frac{y^2}{c_i^2} \right), \quad (4.37)$$

sendo A_i , c_i e V_i , respectivamente, a área da secção, metade da altura do provete e o esforço transversal do segmento i ($0 \leq x \leq a$ e $a \leq x \leq L$). A partir do teorema de Castigliano, o deslocamento no ponto de aplicação da solicitação para um comprimento de fenda a é dado por

$$\delta = \frac{dU}{dP} = \frac{P(3a^3 + L^3)}{2Bh^3E_L} + \frac{3PL}{5BhG_{LR}}. \quad (4.38)$$

Durante a execução de um ensaio ELS é difícil garantir um encastramento perfeito do provete. Deste modo, torna-se necessário determinar o comprimento efectivo do provete ELS (L_{ef}), que contempla esta dificuldade experimental. O valor de L_{ef} pode ser determinado a partir da equação (4.38), considerando para esse efeito o valor do comprimento de fenda inicial (a_0) e o valor inicial da flexibilidade (C_0), medidos durante a execução dos ensaios experimentais

$$\frac{L_{ef}^3}{2Bh^3E_L} + \frac{3L_{ef}}{5BhG_{LR}} + \frac{3a_0^3}{2Bh^3E_L} - C_0 = 0. \quad (4.39)$$

A equação (4.39) pode ser expressa da seguinte forma

$$\alpha L_{ef}^3 + \beta L_{ef} + \gamma = 0, \quad (4.40)$$

onde os coeficientes α , β e γ são dados por

$$\alpha = \frac{1}{2Bh^3E_L}; \quad \beta = \frac{3}{5BhG_{LR}}; \quad \gamma = \frac{3a_0^3}{2Bh^3E_L} - C_0. \quad (4.41)$$

Utilizando o *software* Matlab[®] e considerando somente a solução real da equação (4.40), tem-se que

$$L_{ef} = \frac{1}{6\alpha} A - \frac{2\beta}{A}, \quad (4.42)$$

onde

$$A = \left\{ \left[-108\gamma + 12\sqrt{3\left(\frac{4\beta^3 + 27\gamma^2\alpha}{\alpha}\right)} \right] \alpha^2 \right\}^{1/3}. \quad (4.43)$$

Com base nas conclusões obtidas para o provete ENF podemos antecipar que a existência de uma ZPF pode influenciar significativamente a identificação de G_{IIc} . Deste

modo, torna-se necessário corrigir o comprimento de fenda a com um termo adicional Δa_{ZPF} que contemple o efeito da ZPF. Com esta correcção, e a partir da equação (4.38), o valor da flexibilidade (C) durante a propagação é dado pela seguinte expressão

$$C = \frac{3(a + \Delta a_{ZPF})^3 + L_{ef}^3}{2Bh^3 E_L} + \frac{3L_{ef}}{5BhG_{LR}}. \quad (4.44)$$

Combinando as equações (4.44) e (4.39) obtém-se a expressão que permite determinar o valor do comprimento de fenda equivalente (a_{eq})

$$a_{eq} = a + \Delta a_{ZPF} = \left[(C - C_0) \frac{2Bh^3 E_L}{3} + a_0^3 \right]^{1/3}. \quad (4.45)$$

Substituindo na equação (4.33) $a + |\Delta_{II}|$ por a_{eq} (equação (4.45)), obtém-se a expressão que permite calcular o valor de G_{IIc} a partir das grandezas experimentais

$$G_{IIc} = \frac{9P^2}{4B^2 h^3 E_L} \left[(C - C_0) \frac{2Bh^3 E_L}{3} + a_0^3 \right]^{2/3}. \quad (4.46)$$

O método que acabamos de apresentar permite obter o valor de G_{IIc} sem ser necessário medir o comprimento de fenda durante a execução de um ensaio, o que constitui uma vantagem experimental importante. Por outro lado, nesta metodologia estão contabilizados os efeitos do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda e da não existência de um encastramento perfeito do provete. Todavia, é necessário conhecer à partida o módulo de elasticidade longitudinal (E_L) do material.

4.3.3. Validação de um modelo 2D de elementos finitos

De forma a reduzir o tempo computacional de cada análise, procurou-se validar o uso de uma análise 2D em detrimento da análise 3D. Para o efeito, foi então elaborado um modelo 2D, constituído por 4638 elementos sólidos contínuos de oito nós do *software* ABAQUS®, e por 355 elementos finitos de interface de seis nós (Figura 4.31). O detalhe 1 representa a região da pré-fenda, onde foram impostas condições de contacto por forma a evitar a interpenetração entre os braços superior e inferior do provete ELS. Os elementos finitos de interface foram colocados a uma altura h e na região sem pré-fenda (representados por cruces

no detalhe 2, da figura 4.31). Foram também impostas condições de contacto entre o elemento actuador, considerado como um corpo rígido, e o provete. Um deslocamento total (δ_{total}) de 10 mm foi aplicado ao provete, por incrementos de 0,1% de δ_{total} . A análise numérica foi efectuada considerando condições de estado plano de tensão e um comportamento não linear geométrico.

Na Figura 4.32 são comparadas as curvas $G_{\text{IIC}}=f(a)$ obtidas a partir dos modelos 3D e 2D. Uma vez que as curvas $G_{\text{IIC}}=f(a)$ fornecidas pelos diferentes métodos de tratamento de dados são semelhantes, optou-se por apenas incluir na figura 4.32 os resultados obtidos pelo MCFTV. Essa figura mostra que existe uma boa concordância entre os valores numéricos obtidos pelos modelos 2D e 3D, por um lado, e o valor de referência de G_{IIC} , por outro. Além disso, as curvas $P-\delta$, obtidas pelos modelos 2D e 3D, são praticamente coincidentes (Figura 4.33). Face a estes resultados, concluímos que, sem perda de rigor, se pode utilizar um modelo 2D para o estudo do ensaio ELS, o qual requer um tempo computacional bastante inferior ao do modelo 3D.

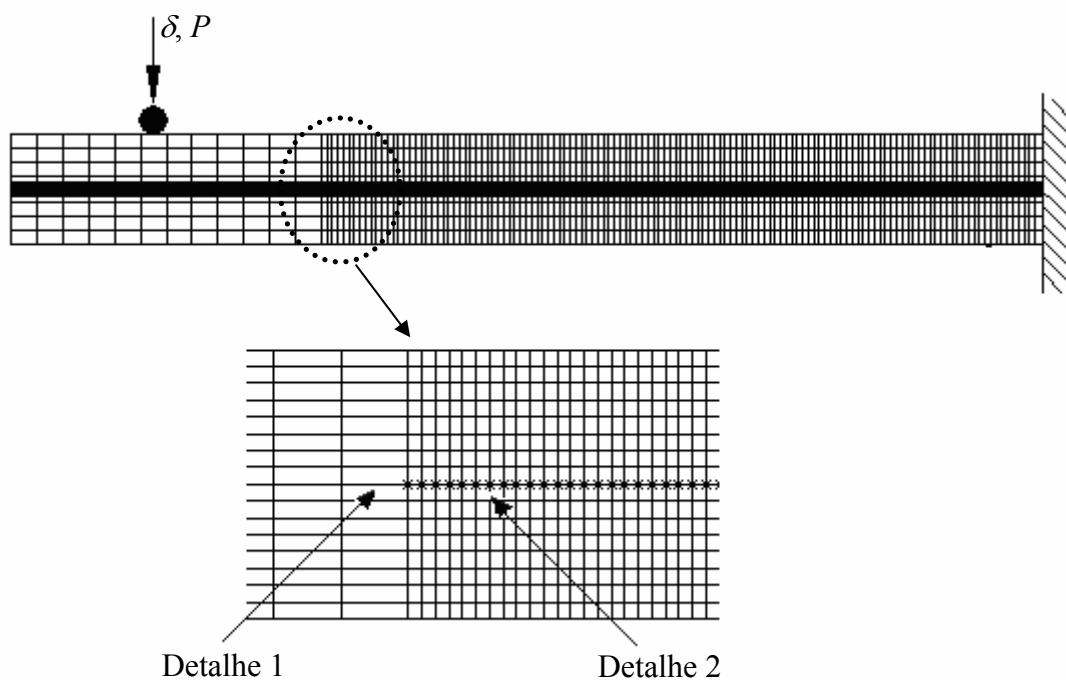


Figura 4.31. Malha de elementos finitos utilizada na análise bidimensional para o provete ELS.

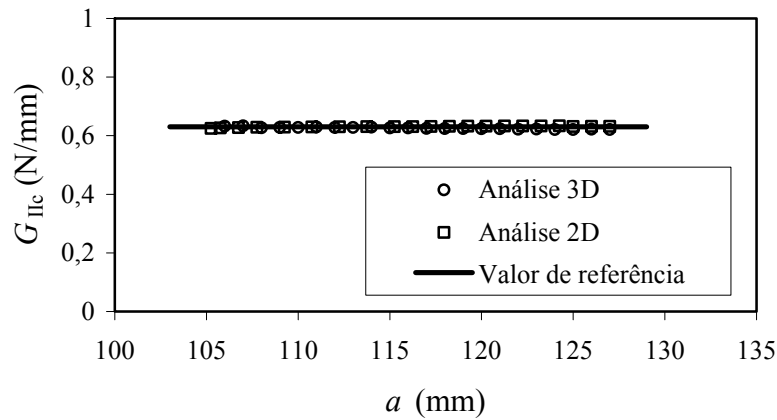


Figura 4.32. Comportamentos das curvas $G_{IIc}=f(a)$, obtidos nas análises 2D e 3D.

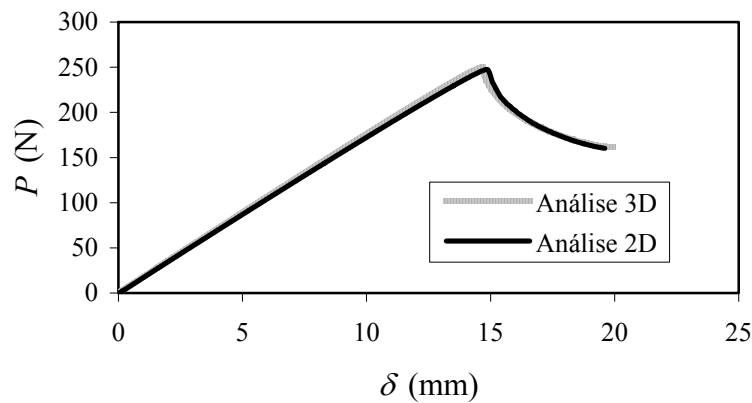


Figura 4.33. Comportamentos das curvas $P-\delta$, obtidas a partir das análises por elementos finitos 2D e 3D.

4.3.4. Identificação de G_{IIc}

Nas figuras 4.34 e 4.35 encontram-se os resultados da simulação numérica do ensaio ELS. A curva $P-\delta$ apresenta um comportamento linear até ao ponto 1 (figura 4.34). A partir deste e até ao início de propagação da fenda (ponto 2 da figura 4.34), o comportamento passa a ser não linear. Uma vez atingida a força máxima, observa-se uma propagação estável da fenda inicial acompanhada de uma diminuição da força P (Figura 4.35), de acordo com a condição de ensaio executado com controlo do deslocamento.

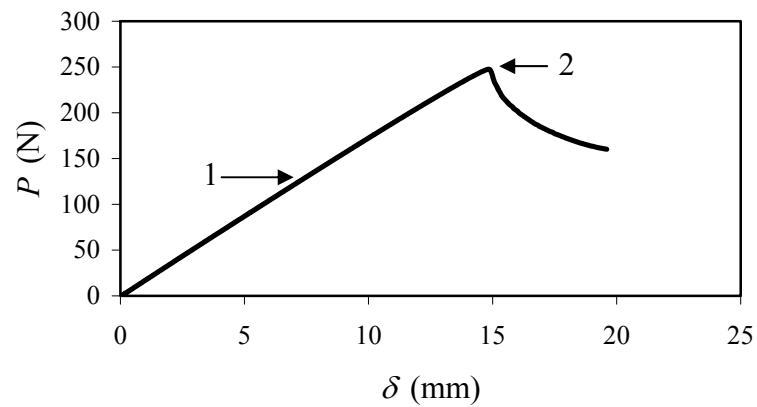


Figura 4.34. Comportamento da curva P - δ , para o provete ELS.

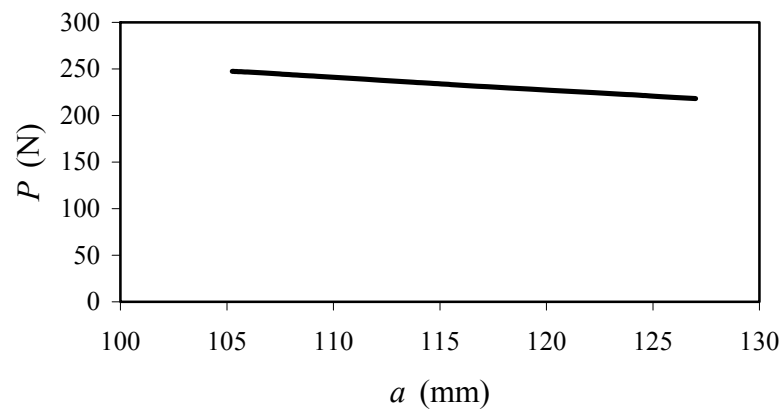


Figura 4.35. Comportamento da curva P - a , para o provete ELS.

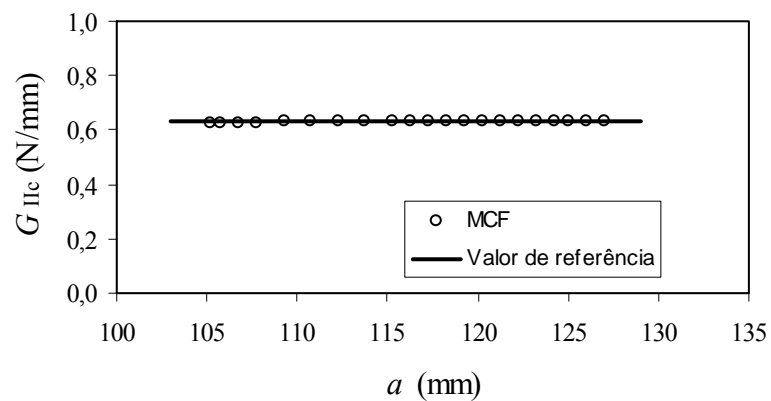


Figura 4.36. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo ao Método de Calibração da Flexibilidade (MCF).

Recorrendo ao Método de Calibração da Flexibilidade (equação 4.32) obteve-se a curva $G_{IIc}=f(a)$ que está representada na figura 4.36. Consta-se que existe uma boa concordância entre o valor de G_{IIc} obtido através do MCF e o valor de referência introduzido no modelo de dano.

Neste estudo também se recorreu à Teoria das Vigas Corrigida (TVC), para determinar $G_{IIc}=f(a)$, fazendo uso da equação (4.33). O resultado obtido encontra-se representado na figura (4.37), juntamente com o valor de referência de G_{IIc} . Como se pode constatar a partir dessa figura, a TVC subestima o valor da taxa crítica de libertação de energia em modo II.

Embora os resultados obtidos pelos métodos MCF e TVC apresentem uma boa concordância com o valor de referência de G_{IIc} , estes métodos são de difícil aplicação experimental, devido à dificuldade inerente à medição do valor do comprimento de fenda (a). De forma a contornar esta dificuldade, pretende-se agora averiguar se o MCFTV é um método adequado para a determinação de G_{IIc} . Conforme se viu na secção 4.3.2, este novo método de tratamento de resultados contempla na sua formulação os efeitos do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda, o facto de o encastramento do provete não ser perfeito, e não requer a medição de a durante a propagação. Como se pode observar na figura 4.38, o valor de G_{IIc} obtido através do MCFTV (equação 4.46) apresenta boa concordância com o valor de referência de G_{IIc} .

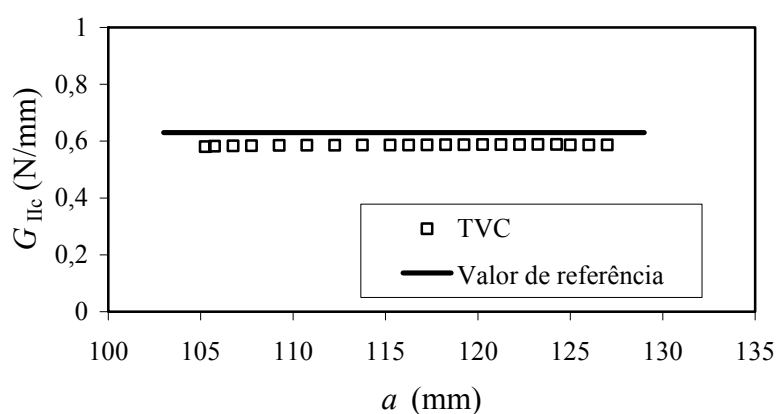


Figura 4.37. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ recorrendo à Teoria das Vigas Corrigida (TVC).

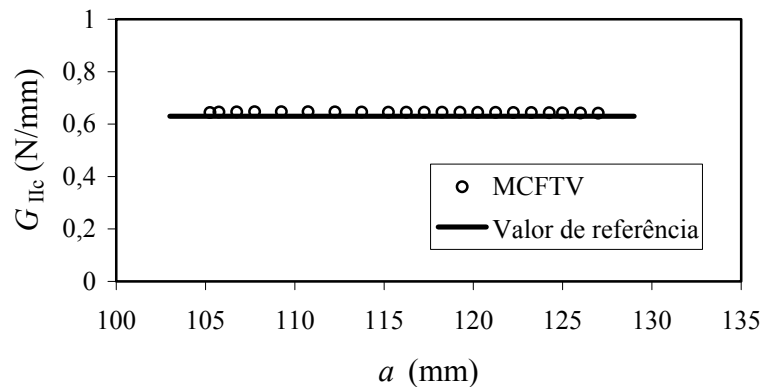


Figura 4.38. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ recorrendo à metodologia MCFTV.

Tabela 4.4. Comparação entre o valor de G_{IIc} obtido pelas metodologias de tratamento de resultados utilizadas (MCF, TVC e MCFTV) e o valor de referência de G_{IIc} previamente introduzido no modelo de dano

	MCF	TVC	MCFTV
$G_{IIc} = 0,63 \text{ (N/mm)}$	$G_{IIc} \text{ (N/mm)}$ 0,636	$G_{IIc} \text{ (N/mm)}$ 0,600	$G_{IIc} \text{ (N/mm)}$ 0,642
	Erro (%) 0,95	Erro (%) -4,76	Erro (%) 1,90
	Desv. Pad. (%) 0,86	Desv. Pad. (%) 0,21	Desv. Pad. (%) 0,48

Na tabela 4.4 apresenta-se uma comparação entre os valores médios de G_{IIc} obtidos pelas metodologias de tratamento de resultados utilizadas (MCF, TVC e MCFTV) e o valor de referência de G_{IIc} , para o sistema de propagação RL. O MCF conduz a uma estimativa de G_{IIc} praticamente coincidente com o valor de referência. A Teoria de Vigas Corrigida é caracterizada por fornecer um valor da taxa crítica de libertação de energia em modo II inferior ao valor de referência de G_{IIc} . O valor de G_{IIc} obtido pelo MCFTV apresenta uma boa concordância com o seu valor de referência.

4.3.5. Estudo da influência do atrito e da resistência de corte

O efeito do atrito no valor de G_{IIc} obtido a partir do provete ELS foi estudado por Fernlund *et al.* (1999), para o caso dos materiais compósitos. Estes autores mostraram que o atrito entre as faces da pré-fenda tem um efeito reduzido (da ordem dos 2%) sobre o valor de na determinação de G_{IIc} . Contudo, nesse estudo o efeito do atrito nas superfícies geradas durante a propagação de fenda não foi analisado.

No trabalho que aqui apresentamos, foi contemplada a existência de atrito entre as faces da pré-fenda e também entre as superfícies geradas pela propagação. Nas análises efectuadas por elementos finitos adoptaram-se os seguintes valores para o coeficiente de atrito: $\mu=0$, $\mu=0,5$ e $\mu=1$.

Na figura 4.39 encontram-se as curvas $G_{IIc}=f(a)$ determinadas recorrendo ao MCFTV. Pode-se observar que o valor de G_{IIc} aumenta com o atrito no modelo numérico, embora a influência do atrito na identificação de G_{IIc} seja diminuta (aproximadamente 1,0%).

Pelas razões enumeradas na secção 4.2.6 a propósito do ensaio ENF, é de relevante interesse avaliar a sensibilidade da curva $P-\delta$ à variação da resistência ao corte. Os valores limites da resistência ao corte para a madeira de *Pinus pinaster* estão compreendidos entre 12 e 25 MPa (secção 4.2.6). A partir da figura 4.40 pode-se afirmar que a influência da resistência ao corte sobre a curva $P-\delta$ é praticamente desprezável. De facto, uma variação da resistência ao corte de 108 % conduz a uma variação de 3,5% no valor máximo da força suportada pelo provete ELS. Verifica-se também que a curva $G_{IIc}=f(a)$ é praticamente insensível à variação da resistência ao corte, pelo menos entre os limites de 12 e 25 MPa (Figura 4.41). Em suma, pode-se afirmar que o efeito do atrito e da resistência ao corte é desprezável na identificação do valor de G_{IIc} .

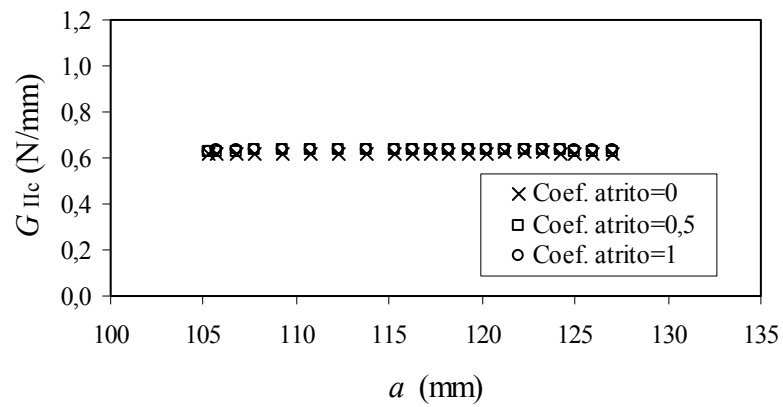


Figura 4.39. Influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$.

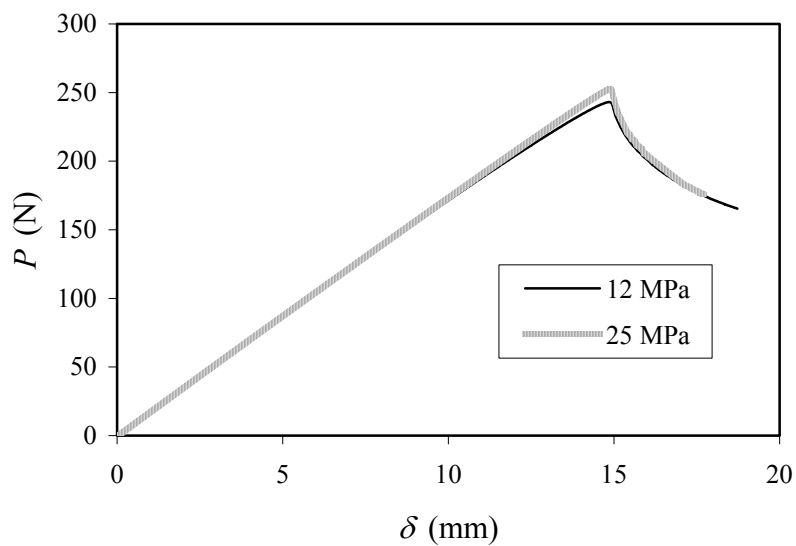


Figura 4.40. Comportamento da curva P - δ , para os valores limites da tensão de corte considerados.

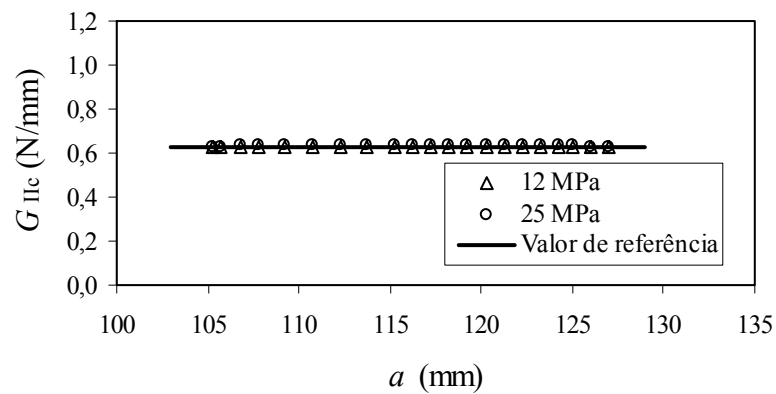


Figura 4.41. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, para os valores limites da tensão de corte considerados.

4.4. PROVETE *FOUR POINT END NOTCHED FLEXURE* (4ENF)

Recentemente o ensaio *Four Point End Notched Flexure* (4ENF) tem vindo a ser estudado, com o objectivo de avaliar a sua adequabilidade na determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo II na madeira (Yoshihara, 2006) e em materiais compósitos (Schuecker *et al.* 2000). Neste trabalho iremos apresentar uma análise por elementos finitos do ensaio 4ENF, que foi efectuada com o intuito de verificar o seu desempenho na determinação de G_{IIC} , para a madeira de *Pinus pinaster* e para o sistema de propagação RL.

A secção transversal do provete 4ENF apresenta uma forma em **I**, com o objectivo de evitar a rotura dos braços do provete na proximidade dos cilindros de aplicação do deslocamento. A geometria do provete 4ENF encontra-se ilustrada na figura 4.42. As dimensões nominais usadas para o provete são: $2H=15$ mm, $L=225$ mm, $W=20$ mm, $Y=500$ mm, $a_0=155$ mm, $T=6,5$ mm, $2t=2$ mm e $b=10$ mm. As propriedades mecânicas de referência para a madeira de *Pinus pinaster* inseridas nas simulações numéricas encontram-se na tabela 4.1.

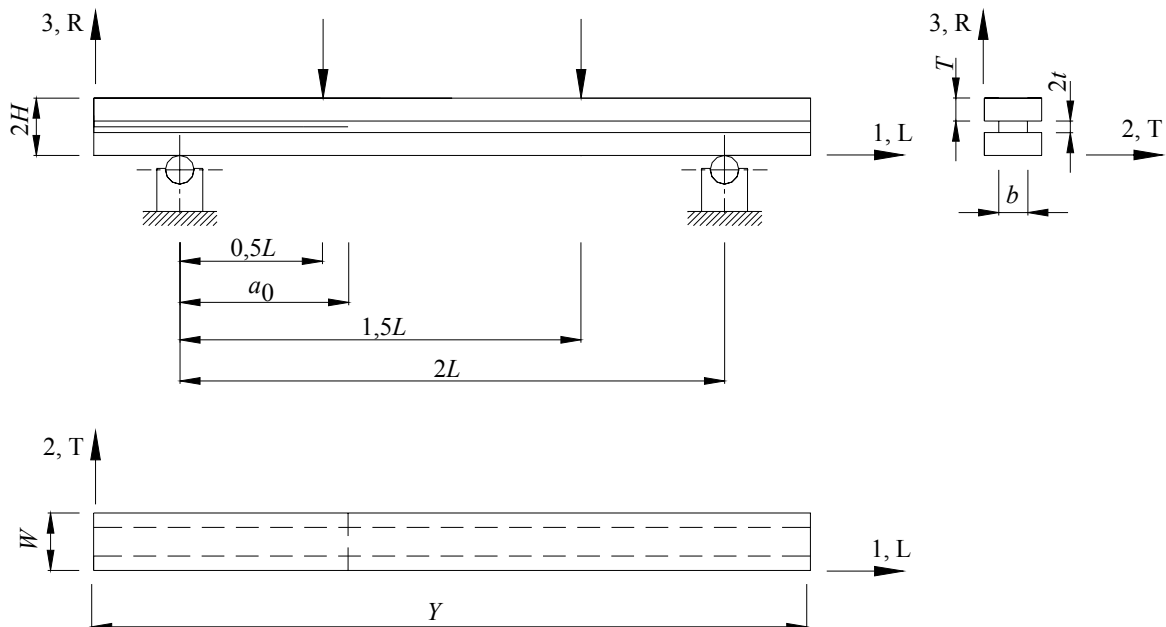


Figura 4.42. Geometria utilizada para o provete 4ENF.

4.4.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda

O ensaio 4ENF destina-se à obtenção da taxa crítica de libertação de energia em modo II. Assim sendo, começou-se por verificar a presença de modos de fractura espúrios (modos I e III) na frente da fenda, através de um modelo de elementos finitos 3D. De forma a reduzir o tempo de computação, construiu-se um modelo correspondente a metade do provete 4ENF, tirando partido das condições de simetria geométrica e material. Este modelo numérico é constituído por 35500 elementos sólidos tridimensionais de oito nós do *software* ABAQUS® e por 5840 elementos finitos de interface. Entre os apoios e o provete (detalhe 1 da figura 4.43) foram impostas condições de contacto, com o objectivo de evitar a interpenetração entre estes elementos. O deslocamento é aplicado por um cilindro rígido central com um diâmetro igual a 10 milímetros (detalhe 3 da figura 4.43). Este cilindro transmite o deslocamento a outros dois cilindros rígidos (detalhe 2 da figura 4.43), de igual diâmetro, que se encontram em contacto com o provete. Na simulação numérica a ligação entre estes três cilindros foi estabelecida através da consideração de um comportamento de viga rígida. Entre os dois cilindros representados no detalhe 2 e o provete, foram também impostas condições de contacto, à semelhança dos apoios do detalhe 1.

A análise por elementos finitos foi efectuada considerando um comportamento não linear geométrico. O deslocamento total ($\delta_{\text{total}} = 20 \text{ mm}$) foi aplicado de uma forma incremental, considerando incrementos de 0,1% de δ_{total} , de forma a induzir uma propagação de fenda estável.

A distribuição das taxas de libertação de energia G_I , G_{II} e G_{III} ao longo da frente da fenda foi obtida recorrendo às equações 4.1. Constatou-se que a presença de modos espúrios na frente da fenda pode ser considerada desprezável, uma vez que G_{II} representa 99,3% do valor total da taxa de libertação de energia no provete (G_{TOTAL}), conforme está documentado na figura 4.44. Para a geometria utilizada para o provete 4ENF, a taxa de libertação de energia na extremidade da fenda ocorre portanto em modo II quase puro.

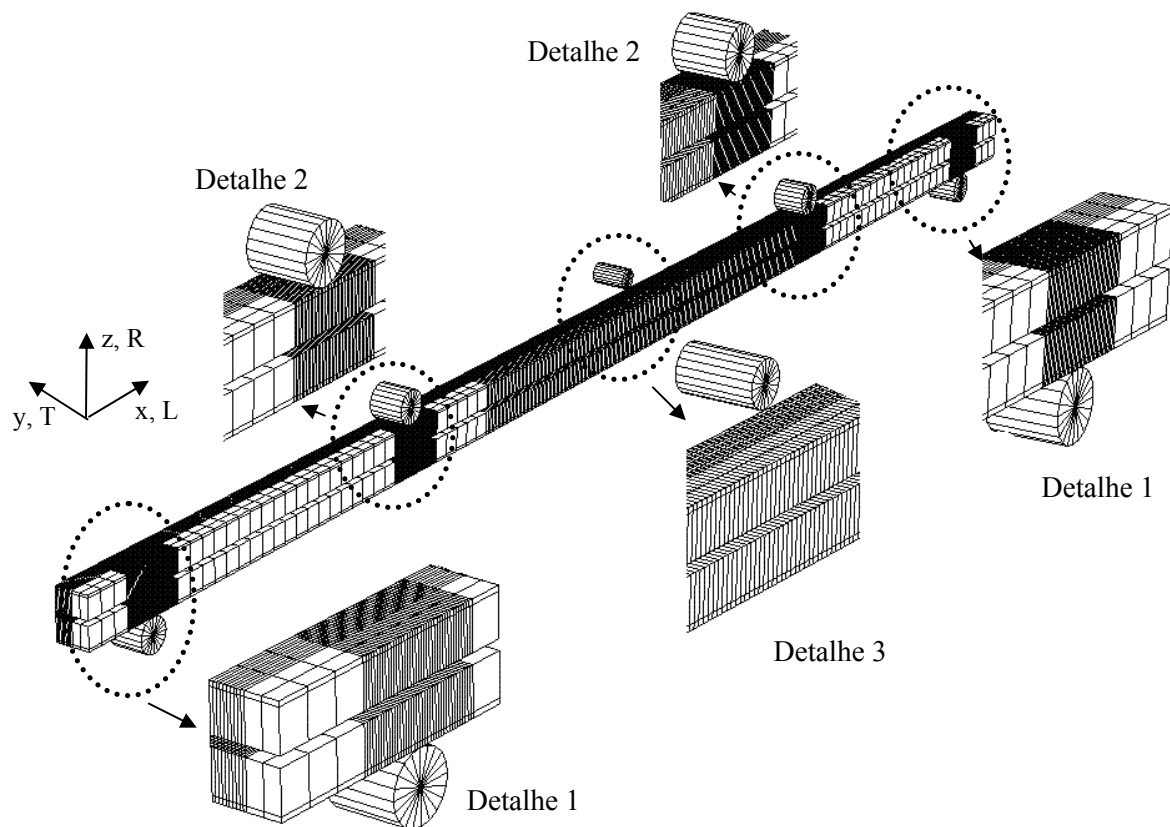


Figura 4.43. Modelo tridimensional de elementos finitos elaborado para o provete 4ENF, com o objectivo de estudar a presença dos modos de fractura espúrios (I e III), na frente da fenda.

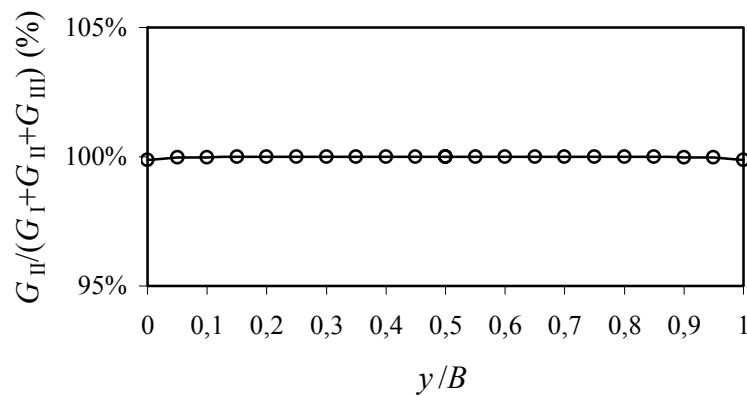


Figura 4.44. Perfil de distribuição da taxa de libertação de energia em modo II (G_{II}), obtida para o provete 4ENF.

4.4.2. Métodos de tratamento de resultados

Nesta secção iremos descrever os métodos que foram examinados no presente trabalho para o tratamento dos resultados do ensaio 4ENF (P - δ - a), com vista à determinação de G_{IIC} : o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) e o Método baseado na Teoria de Vigas (MTV).

4.4.2.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)

A relação entre a flexibilidade do provete e o comprimento de fenda (C - a) pode ser aproximada através de uma função linear (Yoshihara, 2004),

$$C = C_1 a + C_0, \quad (4.47)$$

onde C_0 e C_1 , representam os coeficientes da função. Substituindo a equação (4.47) na equação (4.2), obtém-se a expressão que permite determinar a taxa crítica de libertação de energia em modo II

$$G_{IIC} = \frac{C_1 P^2}{2B}. \quad (4.48)$$

4.4.2.2. Método baseado na teoria de vigas (MTV)

O ensaio 4ENF é caracterizado por uma propagação de fenda estável. Contudo a medição do comprimento da fenda (a) durante um ensaio experimental, à semelhança do que acontecia com os provetes ENF e ELS, é de difícil execução. Por essa razão, vamos em seguida apresentar um método de tratamento de resultados que procura ultrapassar essa dificuldade.

De acordo com a figura 4.45, a fenda está localizada a meio da espessura do provete (eixo neutro), o que significa que a sua propagação é dominada pelas tensões de corte. Assume-se por hipótese que nos tramos 1 e 2 o provete actua como duas vigas independentes, cada uma delas suportando metade da reacção R_A (Figura 4.45). Estabelecendo as equações de equilíbrio estático para o diagrama de corpo livre apresentado na figura (4.45), obtém-se

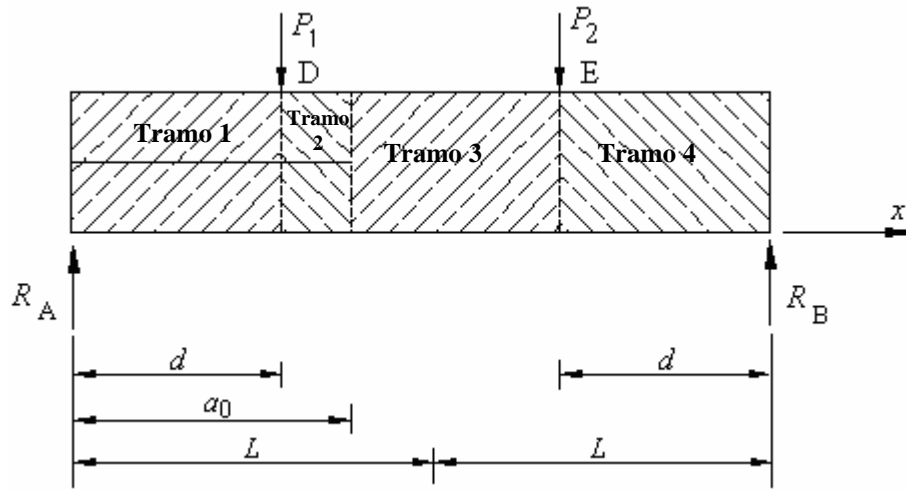


Figura 4.45. Diagrama de corpo livre do provete 4ENF

$$\begin{cases} R_A = \frac{P_2 d + P_1 (2L - d)}{2L} \\ R_B = \frac{P_1 d + P_2 (2L - d)}{2L} \end{cases} \quad (4.49)$$

Os momentos flectores em cada tramo do provete serão então dados pelas seguintes equações (Figura 4.45)

$$\begin{cases} M_{f1} = \frac{R_A x}{2}; \text{ com } 0 \leq x \leq d \\ M_{f2} = \frac{(P_2 - P_1)d}{4L}x + \frac{P_1 d}{2}; \text{ com } d \leq x \leq a \\ M_{f3} = \frac{(P_2 - P_1)d}{2L}x + P_1 d; \text{ com } a \leq x \leq 2L - d \\ M_{f4} = [P_2 (d - 2L) - P_1 d] \frac{x - 2L}{2L}; \text{ com } 2L - d \leq x \leq 2L. \end{cases} \quad (4.50)$$

Sabendo que a energia de deformação devida ao momento-flector é dada por

$$U = \int_0^L \frac{M_f^2}{2E_f I} dx, \quad (4.51)$$

e substituindo as equações (4.50) na expressão (4.51), obtém-se

$$\left\{ \begin{array}{l} U_1 = \frac{[P_2 d + P_1 (2L - d)]^2 d^3}{48 L^2 E_f I'} \\ U_2 = \frac{1}{4 E_f I'} \left[\frac{(P_2 - P_1)^2 d^2}{12 L^2} (a^3 - d^3) + \frac{(P_2 - P_1) P_1 d^2}{2 L} (a^2 - d^2) + P_1^2 d^2 (a - d) \right] \\ U_3 = \frac{1}{2 E_f I} \left\{ \frac{(P_2 - P_1)^2 d^2}{12 L^2} [(2L - d)^3 - a^3] + \frac{(P_2 - P_1) P_1 d^2}{2 L} [(2L - d)^2 - a^2] + P_1^2 d^2 (2L - a - d) \right\} \\ U_4 = \frac{[P_2 (d - 2L) - P_1 d]^2}{24 E_f L^2 I} d^3 . \end{array} \right. \quad (4.52)$$

Nestas equações, I e I' representam, respectivamente, o momento estático de segunda ordem da secção total do provete (Figura 4.46 (a)) e de metade da secção do provete (Figura 4.46 (b)), sendo dados por,

$$I = \frac{2WH^3 - 4Bt^3}{3} \quad (4.53)$$

e

$$I' = \frac{be^3 + Wh^3 - 2B(h - T)^3}{3}, \quad (4.54)$$

onde

$$e = H - \frac{bH^2 + 2BT^2}{2(WT + bt)} \quad (4.55)$$

e

$$h = \frac{bH^2 + 2BT^2}{2(WT + bt)}. \quad (4.56)$$

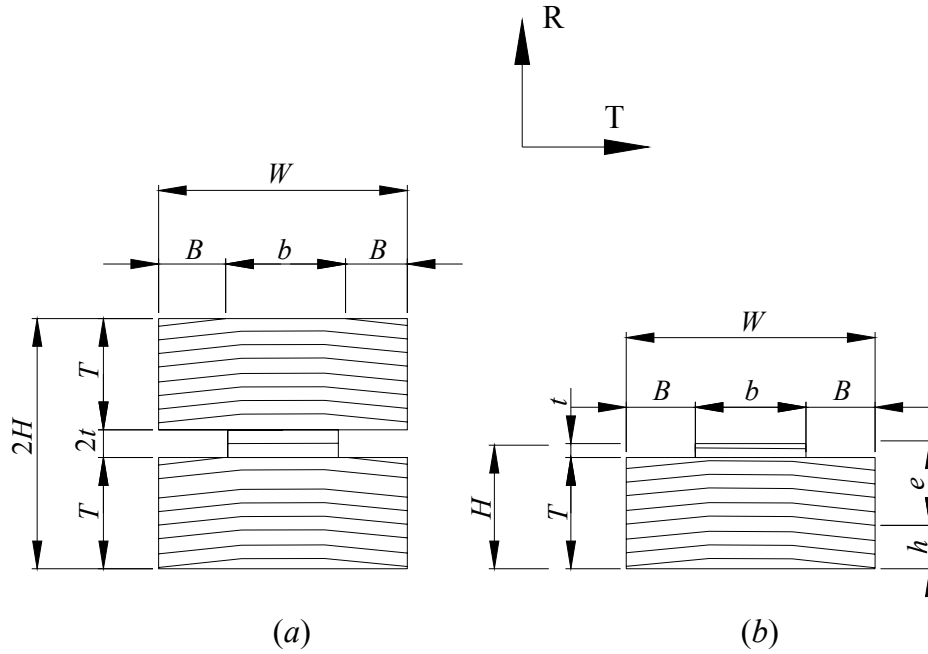


Figura 4.46. Secção de corte do provete 4ENF, onde $W=20$ mm, $B=5$ mm, $b=10$ mm, $2H=15$ mm, $T=6,5$ mm, $2t=2$ mm.

De acordo com o teorema de Castigliano, o deslocamento do ponto de aplicação de uma força é dado por

$$\delta = \frac{dU}{dP}, \quad (4.57)$$

onde U representa a soma das quatro energias de deformação das equações (4.52). Então, os deslocamentos dos pontos D e E, devido às forças P_1 e P_2 , escrevem-se

$$\begin{cases} \delta_D = \frac{dU}{dP_1} \\ \delta_E = \frac{dU}{dP_2} \end{cases}. \quad (4.58)$$

Deste modo, o deslocamento total do cilindro central (detalhe 3 da figura 4.43) é dado por:

$$\delta_c = \frac{\delta_D + \delta_E}{2}. \quad (4.59)$$

Das equações (4.52), (4.58) e (4.59) resulta então que

$$\delta_c = \frac{P d}{2 E_f} \left(\frac{-2d^2 + 3da}{12I'} + \frac{-2d^2 - 3da + 6dL}{6I} \right) \quad (4.60)$$

O módulo de elasticidade longitudinal (E_f) do provete pode ser obtido a partir da última equação, fazendo uso a flexibilidade inicial C_0 , determinada experimentalmente

$$E_f = \frac{d}{24C_0} \left(\frac{-2d^2 + 3da_0}{I'} + \frac{-4d^2 - 6da_0 + 12dL}{I} \right) \quad (4.61)$$

Durante o processo de propagação considerou-se no valor da flexibilidade (C) um termo de correcção para o valor do comprimento de fenda a , que contempla o desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda (equação (4.60))

$$C = \frac{d}{2 E_f} \left[\frac{-2d^2 + 3d(a + \Delta a_{ZPF})}{12I'} + \frac{-2d^2 - 3d(a + \Delta a_{ZPF}) + 6dL}{6I} \right]. \quad (4.62)$$

Consequentemente, o comprimento de fenda equivalente (a_{eq}) pode ser determinado através da seguinte equação

$$a_{eq} = a + \Delta a_{ZPF} = \left(\frac{12E_f C}{d} + \frac{d^2}{I'} - \frac{6dL}{I} + \frac{2d^2}{I} \right) \times \left(\frac{3d}{2I'} - \frac{3d}{I} \right)^{-1} \quad (4.63)$$

Finalmente, a partir da equação (4.62) e da equação de Irwin-Kies (equação (4.2)), facilmente se obtém a seguinte equação para o cálculo da taxa crítica de libertação de energia

$$G_{IIC} = \frac{P^2 d^2}{8BE_f} \left(\frac{1}{2I'} - \frac{1}{I} \right). \quad (4.64)$$

Constata-se que G_{IIC} não depende de a , mesmo quando se recorre exclusivamente à Teoria das Vigas, o que é uma das vantagens deste tipo de ensaio. Todavia, a obtenção da equação (4.63) é, mesmo assim pertinente, sobretudo quando se pretende a obtenção de curvas de resistência, como foi o caso da presente abordagem.

4.4.3. Identificação de G_{IIC}

As curvas P - δ e P - a resultantes da simulação por elementos finitos do ensaio 4ENF podem ser observadas nas figuras 4.47 e 4.48, respectivamente. A curva P - δ exibe um comportamento linear até ao ponto 1 (Figura 4.47), e a partir desse ponto assume um comportamento não linear até ao início da propagação de fenda (ponto 2 da figura 4.47). Esta

não linearidade está relacionada com o desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda. Ao contrário do que sucedeu nos ensaios ENF e ELS, em que a propagação da fenda era acompanhada de uma diminuição da força P , neste caso o valor de P permanece constante durante o processo de propagação (Figura 4.48).

O valor de G_{IIc} , para o sistema de propagação RL da madeira de *Pinus pinaster*, foi obtido recorrendo às metodologias de tratamento de resultados apresentadas na secção 4.4.2. A partir da figura 4.49 pode-se concluir que o MCF sobrestima ligeiramente o valor de G_{IIc} . Por sua vez, o MTV apresenta excelentes resultados, quando comparados com o valor de $G_{IIc}^{ref.}$ introduzido no modelo de dano. Além disso, este método tem como vantagem fundamental em relação ao MCF, a não necessidade de medição do valor do comprimento de fenda (a) durante a execução do ensaio experimental. Na tabela 4.5 é efectuada uma comparação entre os valores de G_{IIc} obtidos pelos métodos MCF e MTV, e o valor de referência de G_{IIc} .

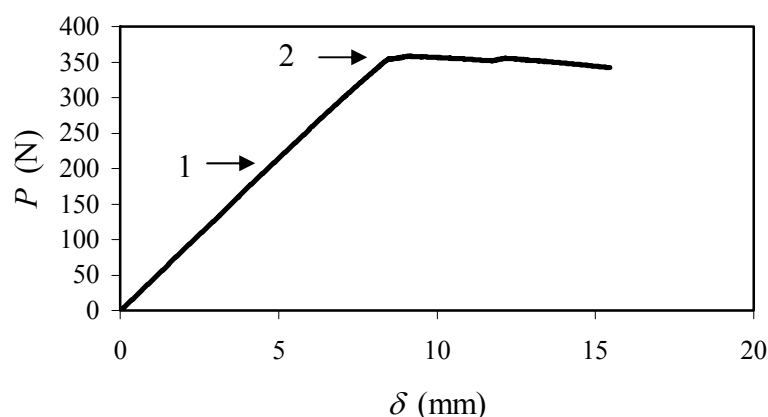


Figura 4.47. Comportamento da curva P - δ , obtido no ensaio 4ENF.

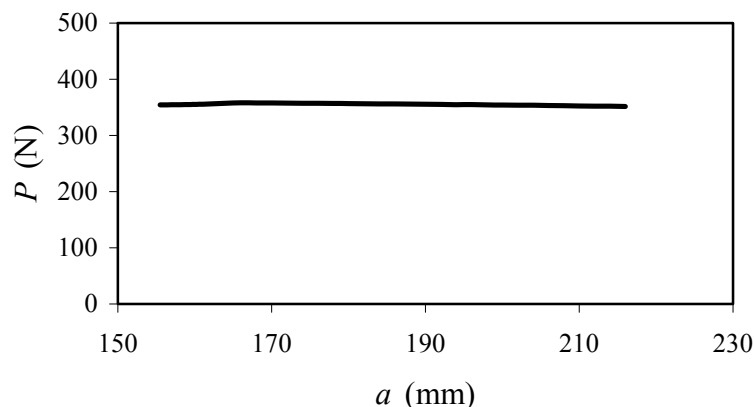


Figura 4.48. Comportamento da curva P - a , obtido no ensaio 4ENF.

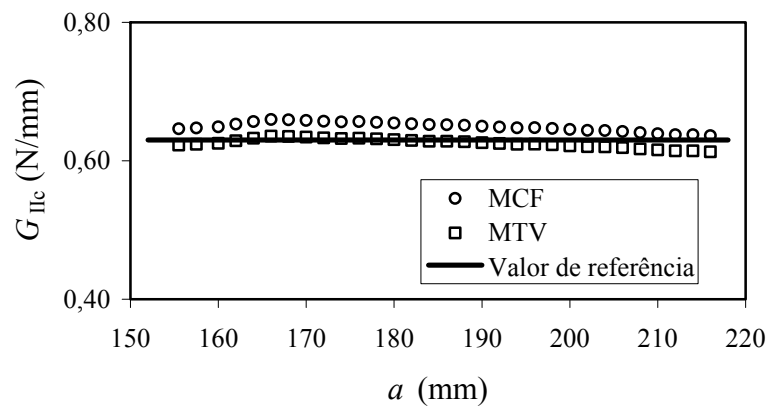


Figura 4.49. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$, recorrendo aos métodos MCF e MTV.

Tabela 4.5. Comparação entre as metodologias de tratamento de resultados (MCF e MTV) e o valor de referência de G_{IIc} para o sistema de propagação RL.

$G_{IIc} = 0,63 \text{ (N/mm)}$	MCF	MTV
	$G_{IIc} \text{ (N/mm)}$	$G_{IIc} \text{ (N/mm)}$
	0,649	0,625
	Erro (%)	Erro (%)
	2,96	- 0,75
	Desv. Pad.(%)	Desv. Pad. (%)
	0,68	0,65

4.4.4. Influência da resistência ao corte

Pelas razões mencionadas na secção 4.2.6, é fulcral avaliar a influência da resistência ao corte sobre as curvas $P-\delta$ e $G_{IIc}=f(a)$. Tal como na secção 4.2.6, consideraram-se os seguintes valores extremos da resistência ao corte: 12 MPa e 25 MPa. Na figura 4.50 encontram-se as curvas $P-\delta$ para cada um desses valores extremos da resistência ao corte. Com base nesta figura pode-se concluir que uma variação de 108% no valor da resistência ao corte origina apenas uma diferença de 2,7% no valor da força (P) máxima suportada pelo provete 4ENF.

Na figura 4.51 encontra-se representada a curva $G_{IIc}=f(a)$, para os dois valores limites da resistência ao corte considerados. O comportamento desta curva, obtida pela aplicação do MTV, é praticamente insensível à variação da resistência ao corte.

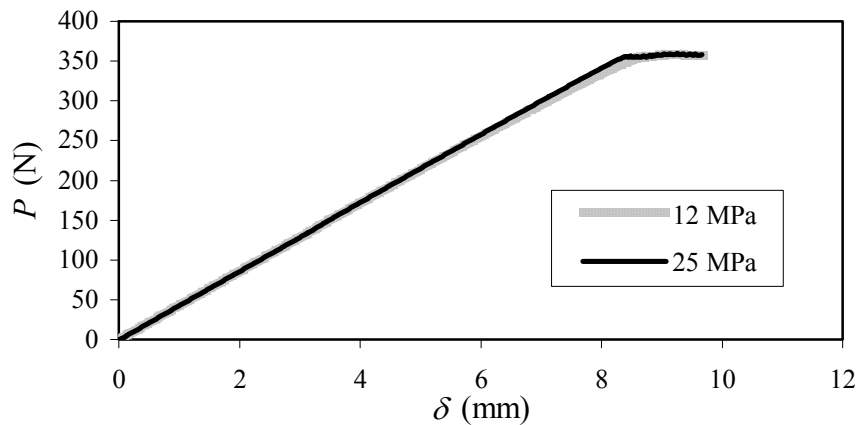


Figura 4.50. Comportamento da curva P - δ , para os valores limites da tensão de corte.

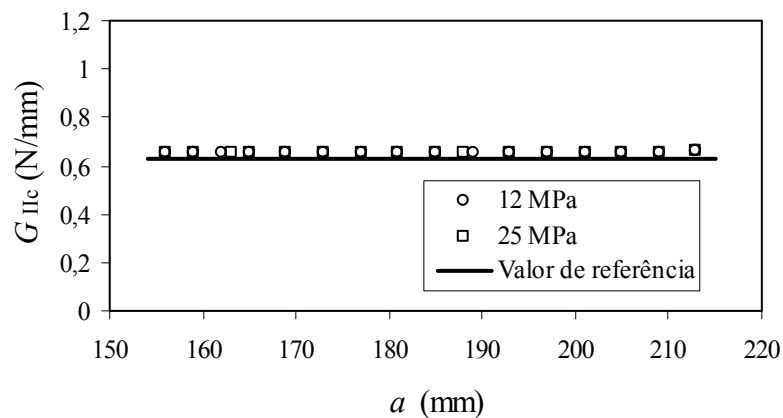


Figura 4.51. Comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ para os valores limites da tensão de corte.

4.4.5. Influência do atrito

A influência do atrito no valor de G_{IIc} , obtido a partir do ensaio 4ENF, também foi estudada por Schuecker *et al.* (2000), para um compósito de fibras de carbono. Estes autores consideraram a presença de atrito entre as faces da pré-fenda e verificaram que o atrito induz um erro de aproximadamente 4% no valor de G_{IIc} . Contudo, nesse estudo não foi analisado o efeito do atrito nas superfícies geradas durante a propagação de fenda.

No estudo por elementos finitos aqui apresentado, foi considerada a existência de atrito entre as faces da pré-fenda e também entre as superfícies geradas pela propagação de fenda. Foram considerados três valores para o coeficiente de atrito: $\mu=0$, $\mu=0,5$ e $\mu=1$. No incremento onde se inicia a propagação de fenda, e para um valor de $a=155$ mm, constatou-se que as tensões normais compressivas estão confinadas a uma região adjacente ao apoio esquerdo do provete (ver figura 4.52). Para um valor de $a_0 = 188$ mm constata-se a existência de tensões compressivas não desprezáveis na vizinhança do cilindro de solicitação (representado pela letra D na figura 4.45). Assim, o efeito do atrito pode ser experimentalmente minimizado inserindo uma folha de Teflon[®] na região pré-fenda.

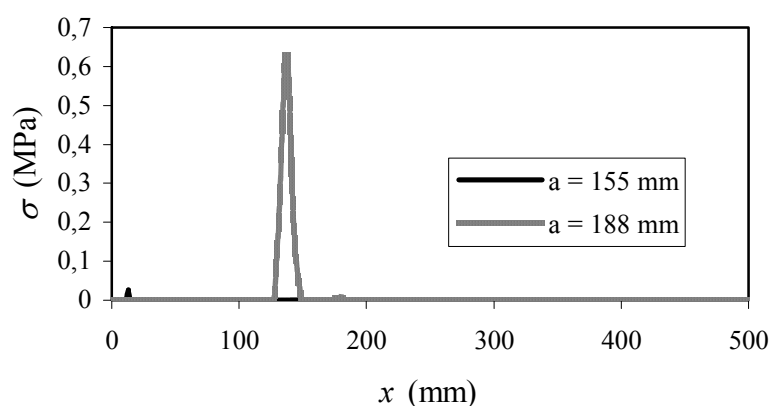


Figura 4.52. Tensões compressivas ao longo das faces da fenda do provete 4ENF.

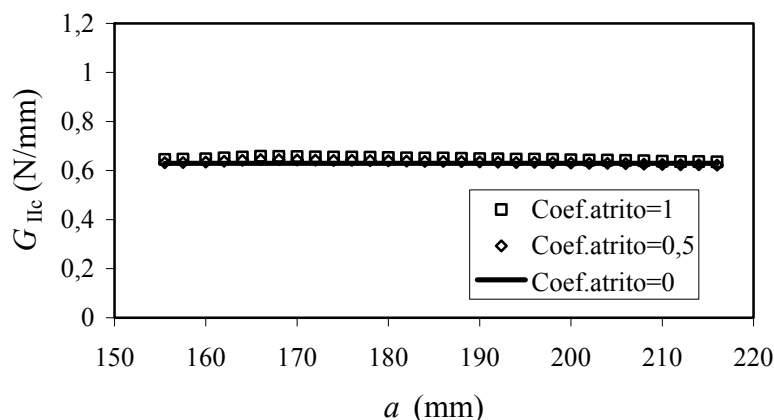


Figura 4.53. Influência do atrito no comportamento da curva $G_{IIc}=f(a)$ obtida a partir do provete 4ENF.

Como as curvas $G_{IIc}=f(a)$ são semelhantes qualquer que seja a metodologia empregue (MCF ou MTV) na sua identificação, optou-se por apresentar na figura 4.53 apenas a curva fornecida pelo MTV. Por esta figura se vê que o valor de G_{IIc} aumenta com o coeficiente de atrito. As variações de G_{IIc} registadas em relação ao valor de referência foram de 3,8% e 4,2%, para os casos de $\mu=0,5$ e $\mu=1$, respectivamente. O efeito do atrito no valor de G_{IIc} é pois mais significativo no ensaio 4ENF do que nos ensaios anteriormente estudados (ENF e ELS).

4.5. CONCLUSÕES

No estudo por elementos finitos dos ensaios ENF, ELS e 4ENF, foi inicialmente efectuada uma análise por elementos finitos tridimensional (3D) com o objectivo de avaliar a existência de modos espúrios I e III na extremidade da fenda, recorrendo ao método VCCT. Dessa análise conclui-se que a presença de modo II na frente da fenda dos provetes ENF, ELS e 4ENF era de 99,8%, 99,5% e 99,3%, respectivamente.

Com o intuito de reduzir o tempo computacional de cada análise numérica procedeu-se, para os três ensaios em estudo, à validação de modelos bidimensionais (2D). Essa validação passou pela comparação das curvas $P-\delta$ e $G_{IIc}=f(a)$ obtidas a partir dos modelos numéricos 2D e 3D. Desta comparação concluímos, para os três ensaios analisados, que os efeitos tridimensionais no valor de G_{IIc} podem ser desprezados.

A variabilidade da madeira conduz a uma enorme dificuldade na determinação de algumas propriedades mecânicas importantes no seu desempenho como material estrutural. Uma dessas propriedades é a resistência ao corte, facto esse que conduziu à elaboração de um estudo de forma a avaliar a sensibilidade das curvas $G_{IIc}=f(a)$ e $P-\delta$ à variação desta propriedade. Como resultado desta análise observou-se, nos três ensaios, que estas curvas são praticamente insensíveis à variação da resistência ao corte entre os valores limites de 12 e 25 MPa.

Foi analisada a influência do atrito nos ensaios ENF, ELS e 4ENF, considerando não só o atrito entre as faces da pré-fenda como também entre as superfícies geradas pela propagação de fenda. Nos ensaios ENF e ELS o atrito tem um efeito desprezável na identificação do valor de G_{IIc} , pelo menos para os coeficientes de atrito examinados ($\mu=0$, $\mu=0,5$ e $\mu=1$). No entanto, o mesmo não se verificou no caso do ensaio 4ENF, onde se registou no valor de G_{IIc} um aumento de 3,8% e 4,2%, para os casos de $\mu=0,5$ e $\mu=1$, respectivamente.

No ensaio ENF o valor de G_{IIc} foi obtido a partir da aplicação das seguintes metodologias de tratamento de resultados: MCF, TVC e MCFTV. Quer o MCF e quer a TVC fornecem um valor de G_{IIc} que está em boa concordância com o valor introduzido no modelo de dano. Contudo estes métodos são de difícil aplicação experimental, uma vez que a medição do comprimento de fenda (a) durante um ensaio experimental é difícil de fazer com precisão. Assim sendo, foi desenvolvido o MCFTV, o qual permite determinar o valor de G_{IIc} sem medir o valor de a . Este método apresenta ainda a vantagem adicional de não necessitar da determinação prévia das propriedades elásticas, que na madeira variam de uma forma significativa entre provetes. Os resultados obtidos por este novo método revelaram-se excelentes, quando comparados com o valor de referência de G_{IIc} introduzido no modelo de dano.

Na literatura, existem dois métodos clássicos de tratamento de resultados para a determinação do valor de G_{IIc} a partir de um ensaio ELS: o MCF e a TVC. No entanto, ambos os métodos são dependentes do valor de a medido durante a propagação da fenda, o que no caso da madeira torna difícil a sua aplicação. De forma a contornar este obstáculo, foi desenvolvida uma nova metodologia de tratamento de resultados, denominada por MCFTV. Este método apresenta como vantagem principal o facto de permitir obter o valor de G_{IIc} sem a necessidade de medição directa do valor de a . Adicionalmente, esta metodologia contempla na sua formulação os efeitos do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda, e uma correcção ao comprimento real da viga que incorpora as dificuldades experimentais inerentes à obtenção de um encastramento perfeito do provete.

O valor de G_{IIc} foi obtido no ensaio 4ENF a partir da aplicação de dois métodos de tratamento de resultados, o MCF e o MTV. Este ensaio é caracterizado por uma propagação de fenda estável, mas a medição rigorosa de a durante um ensaio experimental é de difícil execução experimental, à semelhança do que ocorre nos ensaios ENF e ELS. Este facto inviabiliza a aplicabilidade do MCF para a determinação de G_{IIc} . Contudo, o MTV não necessita da medição de a para obter G_{IIc} e apresenta excelentes resultados quando comparados com o valor de G_{IIc} introduzido no modelo de dano.

CAPÍTULO V

ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DE ENSAIOS DE CARACTERIZAÇÃO À FRACTURA DA MADEIRA EM MODO III

5.1. INTRODUÇÃO

A complexidade de execução experimental e de simulação por elementos finitos de um ensaio de modo III justifica o facto dos estudos publicados para este modo de fractura serem escassos. Os poucos trabalhos publicados, e os obstáculos existentes na determinação das propriedades de fractura em modo III, incentivaram os estudos por elementos finitos que irão ser apresentados ao longo deste capítulo. Estes estudos têm como objectivo principal averiguar a adequabilidade dos ensaios *Four Point End Notched Flexure* (4ENF_{III}) e *Edge Crack Torsion* (ECT) para a determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo III (G_{IIIc}) da espécie de madeira *Pinus pinaster*. Pelas razões mencionadas no capítulo IV, o sistema de propagação analisado foi o RL.

5.2. ENSAIO *FOUR POINT END NOTCHED FLEXURE* (4ENF_{III})

O provete 4ENF_{III} para a determinação das propriedades de fractura em modo III consiste numa adaptação do ensaio homónimo utilizado para a determinação das propriedades

em modo II, o qual foi detalhadamente estudado na secção 4.4. do capítulo IV. A geometria do provete 4ENF_{III} considerada no modelo numérico pode ser observada na figura 5.1. As dimensões nominais usadas para este provete foram: $L=200$ mm, $L_1=220$ mm, $d=20$ mm, $W=40$ mm, $H=20$ mm, $B=20$ mm, $b=3$ mm e $a_0=125$ mm. Nesta análise considerou-se uma largura da secção resistente do provete (h) igual a 10 mm, por se considerar que o valor de 2 mm proposto por Yoshihara (2006) não é representativo para a madeira. De facto, a largura dos lenhos inicial ou final pode ultrapassar 2 mm, o que não permite uma avaliação correcta do comportamento macro mecânico do material. As propriedades mecânicas da espécie de madeira *Pinus pinaster* utilizadas nas simulações por elementos finitos encontram-se reunidas na tabela 4.1.

5.2.1. Distribuição das taxas de libertação de energia na frente da fenda

O ensaio 4ENF_{III} destina-se à determinação da taxa crítica de libertação de energia em modo III. Este facto faz com que seja fundamental verificar a presença de modos de fractura espúrios (modos I e II) na frente da fenda. A determinação dos perfis de distribuição das taxas de libertação de energia em modo I, II e III (G_I , G_{II} e G_{III}), foi efectuada recorrendo a modelos de elementos finitos e às equações 4.1.

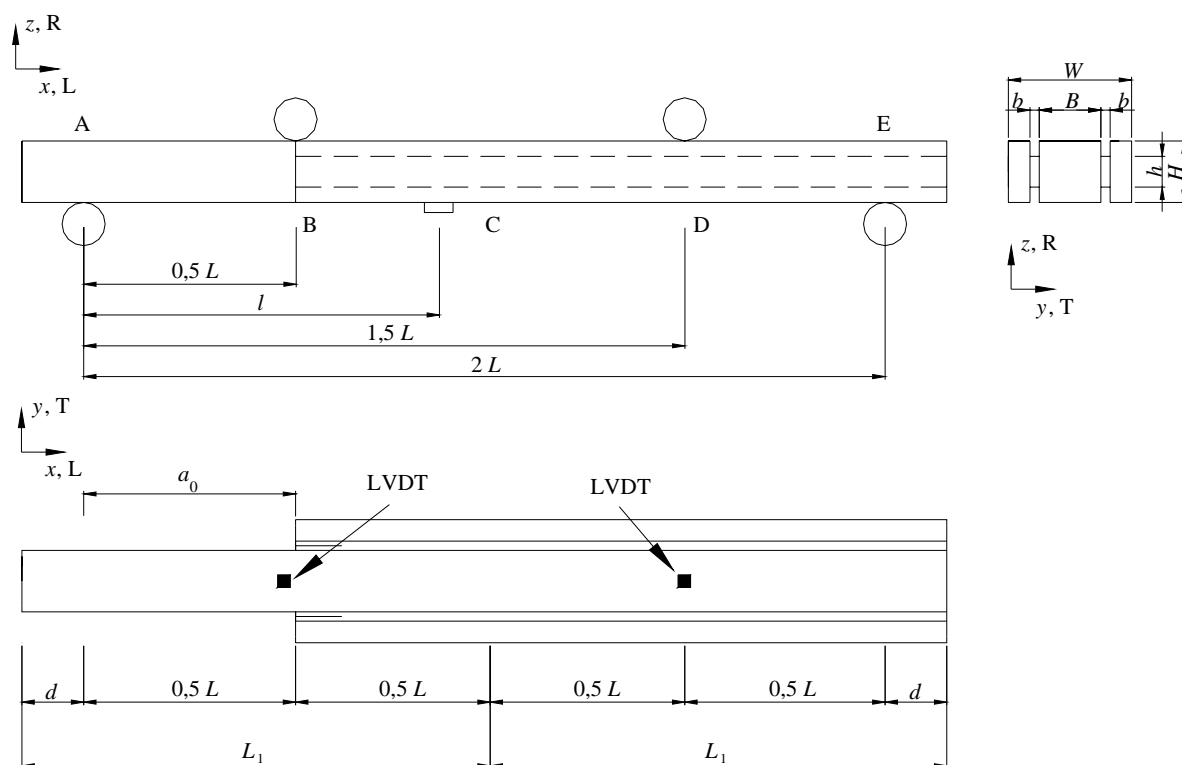


Figura 5.1. Geometria do provete 4ENF_{III}.

O modelo numérico do ensaio 4ENF_{III} foi construído tirando partido das condições de simetria geométrica e material. Este facto leva a uma redução significativa no tempo computacional de cada análise. Este modelo é constituído por 33435 elementos sólidos tridimensionais de oito nós, do código comercial ABAQUS[®], e por 1706 elementos finitos de interface de oito nós. Na região de contacto entre o provete e os apoios 1 e 2 foram impostas condições de contacto com o objectivo de eliminar qualquer interpenetração entre estes elementos e o provete (Figura 5.2). O deslocamento (δ) é aplicado ao provete através de um actuador central, cujo diâmetro é de 10 mm. Por sua vez, este elemento transmite o deslocamento a dois cilindros de igual diâmetro, denominados por elemento actuador 1 e 2 na figura 5.2. A ligação entre estes três cilindros foi efectuada através de uma viga rígida. Os elementos actuadores e de apoio foram modelados numericamente como corpos rígidos. O deslocamento total (δ_{total}) aplicado ao provete é igual a 50 mm, e foi realizado de uma forma incremental considerando incrementos de 0,1% do valor de δ_{total} . A análise numérica do ensaio 4ENF_{III} foi efectuada considerando um comportamento não linear geométrico.

Nas figuras 5.3, 5.4 e 5.5 podem ser observados os perfis de G_I , G_{II} e G_{III} , normalizados pelo valor de G_{TOTAL} , obtidos a partir do modelo de elementos finitos elaborado para o provete 4ENF_{III}. A presença de G_I na frente da fenda pode ser considerada desprezável, uma vez que só representa 0,23% do valor de G_{TOTAL} (Figura 5.3). No entanto, o mesmo não se pode afirmar em relação a G_{II} , pois este modo de fractura espúrio representa 34,30% do valor de G_{TOTAL} . A partir da figura 5.4 pode-se visualizar uma presença significativa de G_{II} nos bordos do provete. No centro do provete tem-se um estado de modo III quase puro e, consequentemente uma presença de G_{II} praticamente nula (Figura 5.4). O perfil de G_{III} na frente de fenda representa somente 65,47% do valor de G_{TOTAL} e assume um comportamento oposto ao de G_{II} (Figura 5.5). Com base nestes resultados pode-se concluir que o ensaio 4ENF_{III} é inadequado para a determinação das propriedades de fractura da madeira em puro modo III. Este facto conduziu à exclusão deste ensaio, no trabalho posterior.

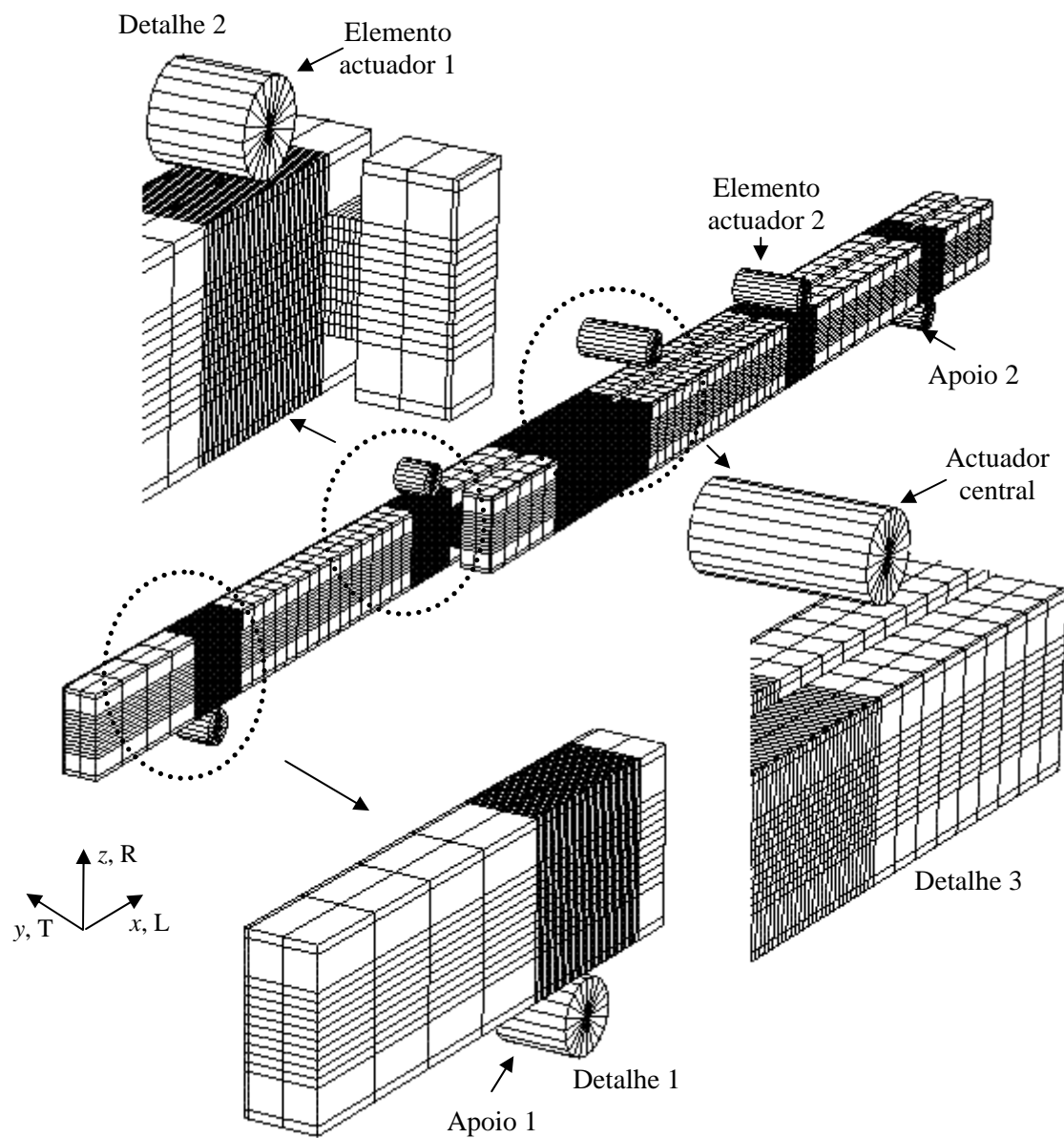


Figura 5.2 Modelo de elementos finitos 3D elaborado para o provete 4ENF_{III}.

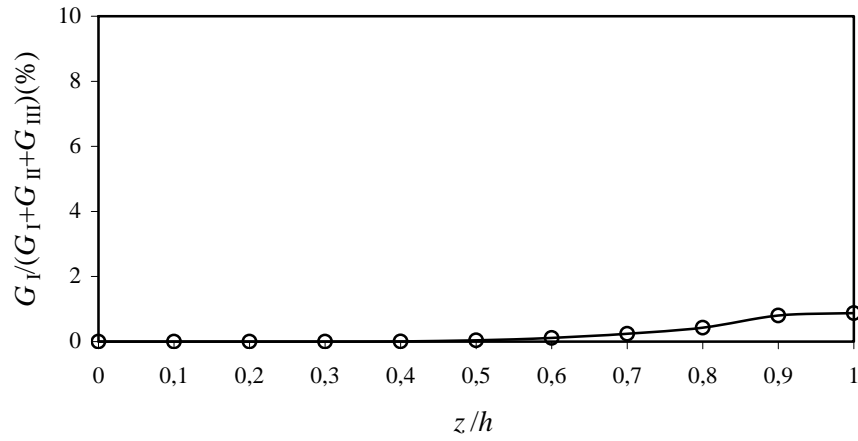


Figura 5.3. Perfil de distribuição de G_I na frente da fenda do provete 4ENF_{III}.

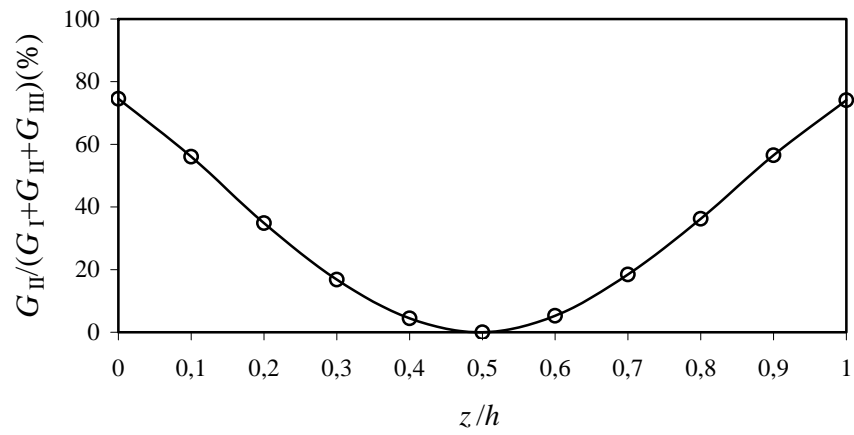


Figura 5.4. Perfil de distribuição de G_{II} na frente da fenda do provete 4ENF_{III}.

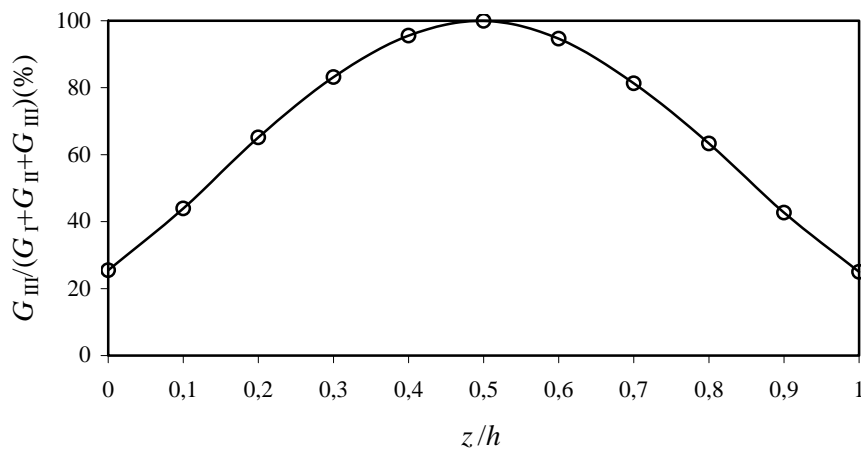


Figura 5.5. Perfil de distribuição de G_{III} na frente da fenda do provete 4ENF_{III}.

5.3. ENSAIO *EDGE CRACK TORSION* (ECT)

A geometria utilizada para o provete ECT encontra-se ilustrada na figura 5.6. As dimensões nominais deste provete são: $B=83$ mm, $W_d=77$ mm, $L'=120$ mm, $L=106$ mm e $t=20$ mm. O comprimento de fenda inicial (a_0) é igual a 23 mm.

Com o intuito de verificar a existência de modos de fractura I e II na frente de fenda do provete ECT, procedeu-se à elaboração de um modelo de elementos finitos para este provete (Figura 5.7). Este modelo é constituído por 29750 elementos sólidos tridimensionais de oito nós do *software ABAQUS*® e por 4680 elementos finitos de interface. Na região da pré-fenda foram impostas condições de contacto com o objectivo de evitar a interpenetração entre os braços superior e inferior do provete ECT (Figura 5.7). Os elementos de suporte e de actuação foram simulados como corpos rígidos e indeformáveis, tendo sido consideradas superfícies de contacto entre estes elementos e o provete. O deslocamento total ($\delta_{\text{total}}=100$ mm) foi aplicado pelo elemento actuador (Figura 5.7) de uma forma incremental, considerando incrementos iguais a 0,1% do valor de δ_{total} , de forma a induzir uma propagação de fenda estável. A análise por elementos finitos do provete ECT foi efectuada considerando um comportamento não linear geométrico.

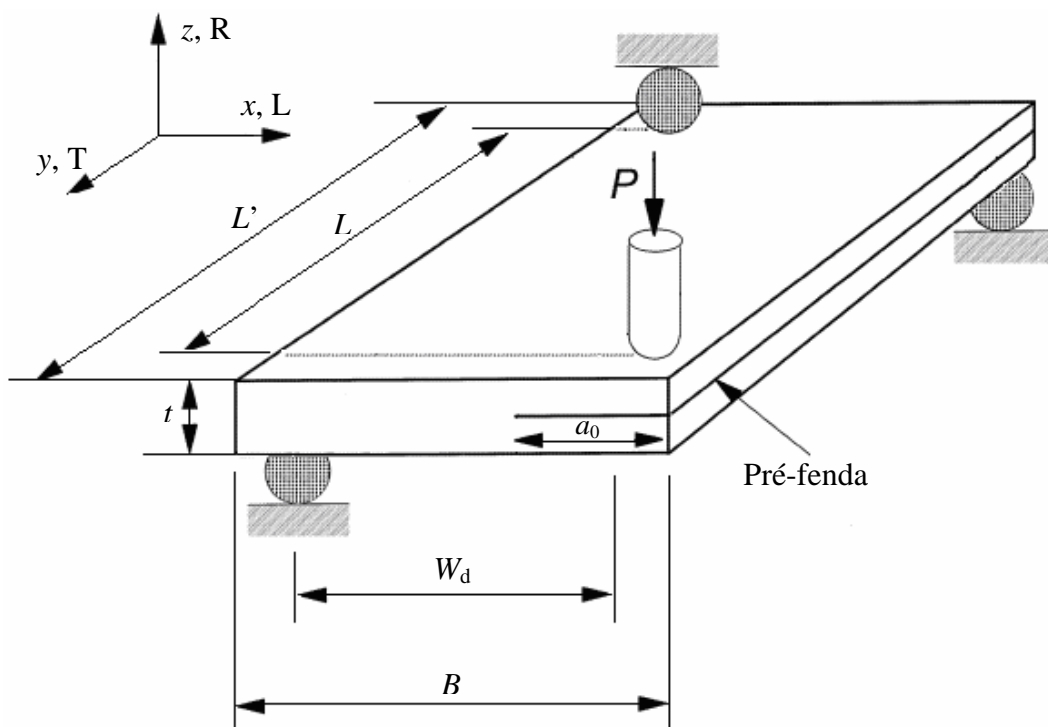


Figura 5.6. Geometria utilizada para o provete ECT.

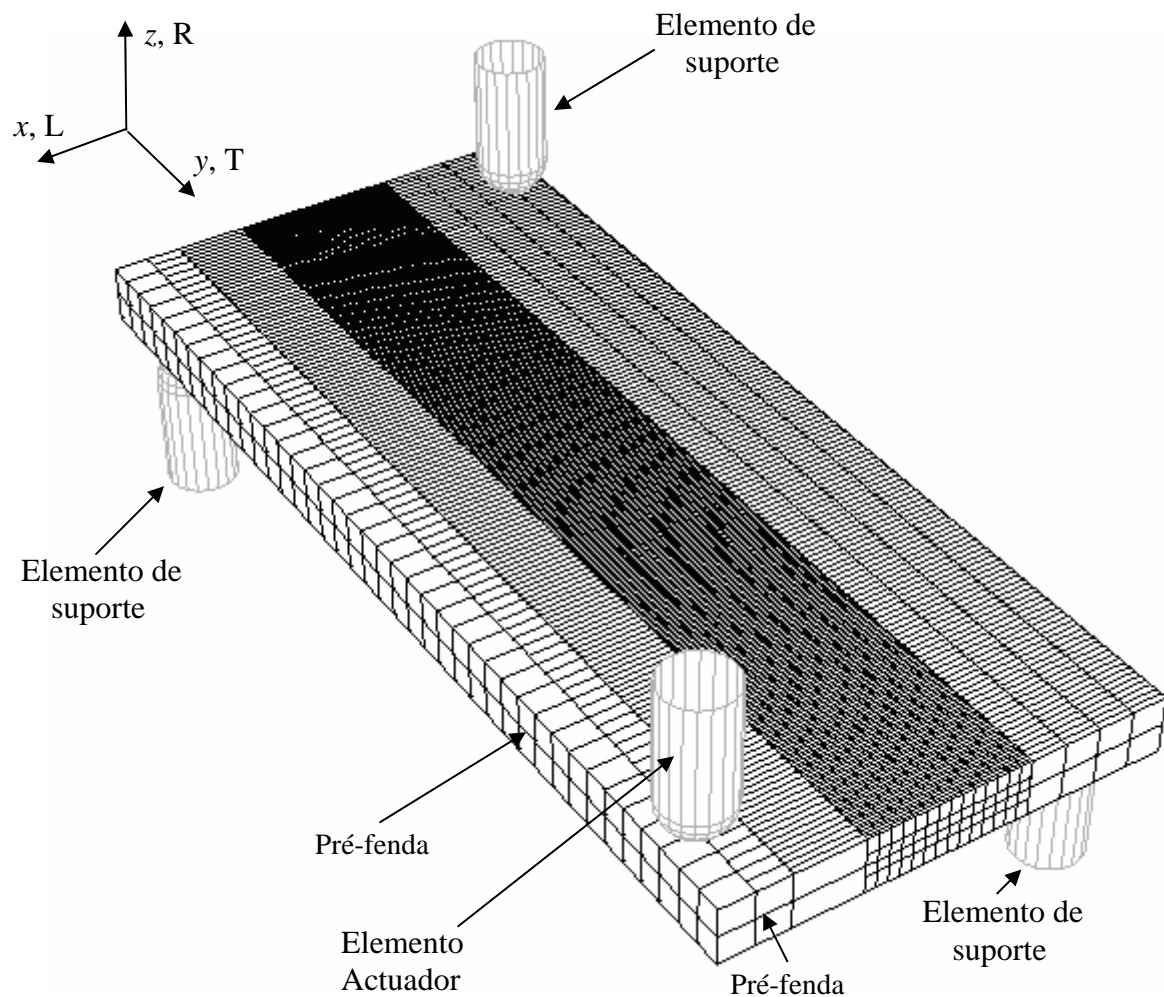


Figura 5.7. Modelo de elementos finitos do provete ECT.

Na figura 5.8 pode-se observar que a componente de G_I apresenta dois picos de valores nos bordos do provete. Contudo esta representa somente 0,68% do valor de G_{TOTAL} . Por este facto, pode-se considerar este modo de fractura espúrio desprezável. Os perfis de distribuição de G_{II} e G_{III} encontram-se representados na figura 5.9. Constata-se, a partir desta figura, que em aproximadamente 15% da frente da fenda do provete ECT, o valor de G_{II} é superior ao de G_{III} . No entanto, em termos globais, G_{II} representa apenas 12,17% do valor de G_{TOTAL} . Por conseguinte, a taxa de libertação de energia do provete ocorre maioritariamente em modo III, sendo que este modo de fractura representa 87,15% do valor de G_{TOTAL} . Assim sendo, a análise por elementos finitos incidirá apenas no estudo do provete ECT.

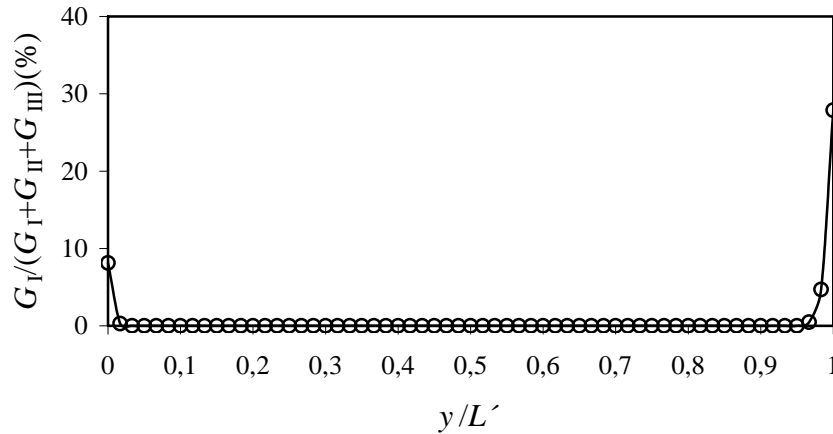


Figura 5.8. Perfil de distribuição de G_I na frente de fenda do provete ECT.

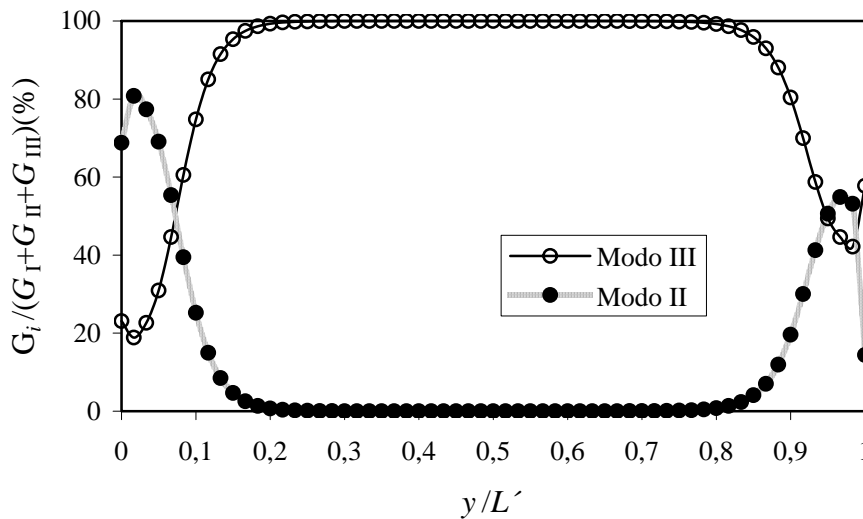


Figura 5.9. Perfis de distribuição de G_i ($i=II$ e III) na frente de fenda do provete ECT.

5.3.1. Métodos de tratamento de resultados

Os métodos de tratamento de resultados utilizados para determinar o valor da taxa crítica de libertação de energia em modo III (G_{IIIc}), a partir dos resultados numéricos, foram: o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) e o Método baseado na Teoria das Placas (MTP).

5.3.1.1. Método de calibração da flexibilidade (MCF)

A aplicação do MCF permite determinar o valor de G_{IIIc} a partir do comportamento da curva $P-\delta$. Para isso é necessário, na região linear desta curva, determinar a rigidez de cada

provete que é o inverso da flexibilidade, $(1/C)$. A relação existente entre $1/C$ e o quociente do comprimento de fenda inicial pela largura do provete ECT (a_0/B) foi aproximada através de um polinómio linear (Li *et al.* 2004),

$$\frac{1}{C} = A \left[1 - m \left(\frac{a_0}{B} \right) \right], \quad (5.1)$$

onde A representa o valor que corresponde à intercepção da função linear com o eixo $(1/C)$. O parâmetro m é obtido através do quociente entre o declive da função linear e o valor de A . O valor de G_{IIIc} pode ser determinado pela equação de Irwin-Kies (equação 2.7) que neste caso se escreve como,

$$G_{IIIc} = \frac{P^2}{2L} \frac{dC}{da}. \quad (5.2)$$

Substituindo a equação (5.1) na equação (5.2) obtém-se a expressão que permite obter a taxa crítica de libertação de energia em modo III

$$G_{IIIc} = \frac{mP^2C}{2LB \left[1 - m \left(\frac{a_0}{B} \right) \right]}. \quad (5.3)$$

A aplicação desta metodologia de tratamento de resultados requer o fabrico dos provetes ECT com diferentes comprimentos de fenda inicial (a_0), de forma a proceder à calibração da flexibilidade experimental.

5.3.1.2. Método baseado na teoria das placas (MTP)

A resposta torsional de uma placa constituída por uma pré-fenda pode ser expressa pela seguinte expressão (Lee, 1993),

$$\theta = \frac{M_t L}{Q}, \quad (5.4)$$

onde Q é a rigidez torsional,

$$Q = Q_I + 2Q_{II} \quad (5.5)$$

sendo Q_I , a rigidez torsional da região do provete sem pré-fenda e Q_{II} a rigidez torsional de metade da placa na região com pré-fenda. As expressões para determinação de Q_I e Q_{II} são,

$$Q_I = 4(B-a)(D_{66})_I \quad (5.6)$$

e

$$Q_{II} = 4a(D_{66})_{II}, \quad (5.7)$$

sendo $(D_{66})_I$ e $(D_{66})_{II}$ os termos da rigidez torsional do provete sem pré-fenda e da rigidez torsional de metade do provete com pré-fenda, respectivamente. Estes termos podem ser obtidos por,

$$(D_{66})_i = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n G_{LT} (z_k^3 - z_{k-1}^3), \text{ onde } i=I \text{ e } II \quad (5.8)$$

onde z representa a cota segundo a espessura do provete, n o numero de camadas (neste caso n é igual a 1).

A partir das expressões $M_t = PW_d$ e $\delta = \theta W_d$ e das equações (5.4) e (5.7), pode-se determinar a flexibilidade da seguinte forma,

$$C = \frac{\delta}{P} = \frac{W_d^2 L}{4(B - (1 - 2s)a)(D_{66})_I}, \quad (5.9)$$

onde s é obtido por

$$s = \frac{(D_{66})_{II}}{(D_{66})_I}. \quad (5.10)$$

O valor da rigidez torsional correspondente à região do provete sem pré-fenda $(D_{66})_I$ pode também ser determinado a partir da equação (5.9) considerando a flexibilidade inicial, C_0

$$(D_{66})_I = \frac{W_d^2 L}{4(B - (1 - 2s)a_0)C_0}. \quad (5.11)$$

Substituindo a equação (5.9) em (5.2) obtém-se uma expressão que permite determinar o valor de G_{IIIc} ,

$$G_{IIIc} = \frac{P^2 C (1-2s)}{2LB \left(1 - (1-2s) \left(\frac{a}{B} \right) \right)} \quad (5.12)$$

A determinação de G_{IIIc} a partir da equação anterior conduz a problemas experimentais, uma vez que, devido às características intrínsecas do ensaio e à natureza quase-frágil da madeira, é impossível determinar com rigor a posição da extremidade da fenda. Por outro lado, verifica-se numericamente que esta se propaga sobretudo no centro do provete, o que inviabiliza a sua monitorização. De forma a contornar este obstáculo, determinou-se, a partir da equação (5.9), uma expressão que permite obter o valor de a em função da flexibilidade,

$$a = \frac{1}{1-2s} \left(B - \frac{W_d^2 L}{4C(D_{66})_I} \right) \quad (5.13)$$

Substituindo as equações (5.13) e (5.11) na equação (5.12) obtém-se uma expressão para a determinação de G_{IIIc} , dependente somente dos parâmetros geométricos do provete, da flexibilidade inicial e do deslocamento (δ) aplicado,

$$G_{IIIc} = \frac{\delta^2 (1-2s)}{2LC_0 (B - (1-2s)a_0)} \quad (5.14)$$

5.4. IDENTIFICAÇÃO DE G_{IIIc}

A aplicação do MCF requer a calibração numérica da flexibilidade. Neste contexto, considerou-se para esse efeito três valores de a_0 distintos ($a_0=13, 18, 23$ mm). Na figura 5.10 pode-se observar o aspecto das curvas $P-\delta$ para os valores de a_0 analisados. O valor da rigidez inicial ($1/C$) de cada provete é determinado na região linear das curvas $P-\delta$. A relação entre este valor e o quociente do comprimento de fenda inicial pela largura do provete ($1/C=f(a_0/B)$) pode ser observada na figura 5.11. Por regressão linear, obteve-se para os coeficientes A e m presentes na equação (5.1), os valores de 217,85 N/mm e 0,868, respectivamente.

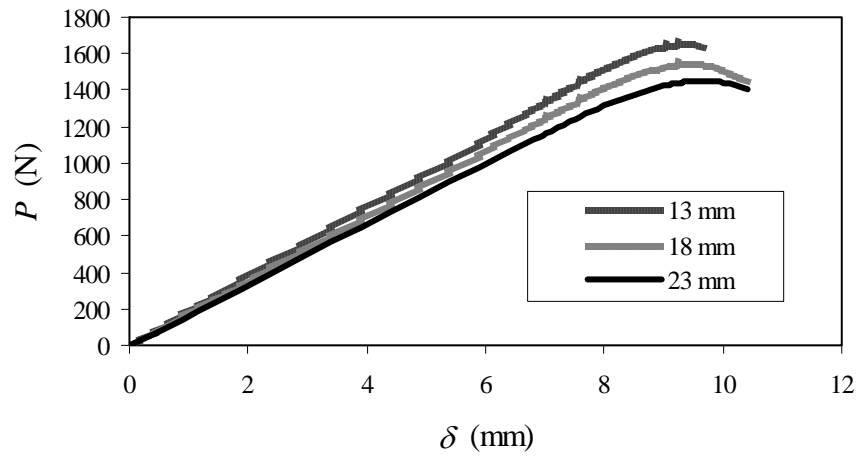


Figura 5.10. Comportamento das curvas P - δ considerando diferentes valores de a_0 .

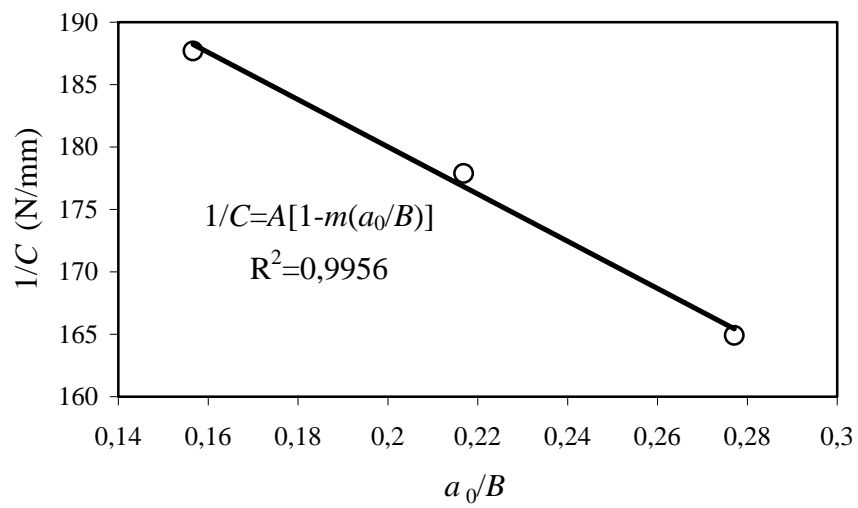


Figura 5.11. Relação entre $1/C$ e o quociente a_0/B .

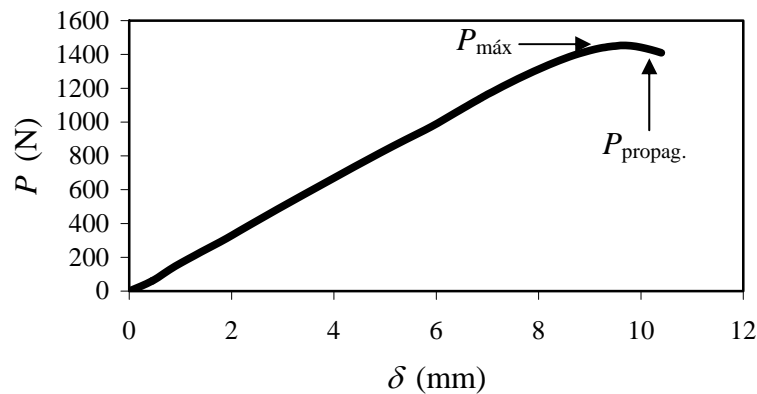


Figura 5.12. Distinção entre os valores de $P_{\text{máx}}$ e $P_{\text{propag.}}$.

A partir do estudo por elementos finitos verificou-se que a propagação de fenda ocorre após a força máxima ($P_{\text{máx}}$) e para um valor de força ($P_{\text{propag.}}$) inferior a $P_{\text{máx}}$ (Figura 5.12). Este facto pode ser explicado pelo valor da resistência ao corte τ_{RT} ser baixo ($\tau_{\text{RT}}=4,54$ MPa), o que conduz, a um desenvolvimento generalizado da ZPF em todo o comprimento de ligamento, isto é, entre a frente da fenda e o bordo do provete. Esta circunstância faz com que exista uma redução da força aplicada (P) antes de ocorrer a propagação da fenda. Estes fenómenos conduzem a problemas experimentais, uma vez que inviabilizam a identificação rigorosa do instante correspondente ao início de propagação de fenda. Este facto suscita o interesse em avaliar o erro cometido na determinação de G_{IIIc} caso se adopte $P_{\text{máx}}$ em vez de $P_{\text{propag.}}$. A consideração de $P_{\text{máx}}$ aumenta o valor de G_{IIIc} e consequentemente o erro em relação ao valor de G_{IIIc} de referência (Figura 5.13). No entanto é de salientar que o acréscimo de erro no valor de G_{IIIc} , originado pelo facto de se considerar o valor de $P_{\text{máx}}$ em vez do valor de $P_{\text{propag.}}$, é pouco importante (Tabela 5.1). Posto isto, conclui-se que quando se utiliza como metodologia de tratamento de resultados o MCF pode-se usar como força de propagação de fenda o valor de $P_{\text{máx}}$, que é facilmente identificável na curva P - δ .

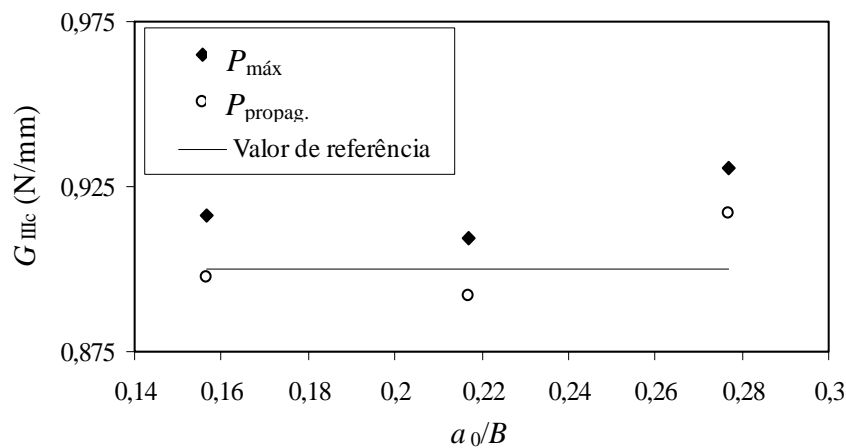


Figura 5.13. Influência de $P_{máx}$ e $P_{propag.}$ no valor de G_{IIIc} , recorrendo ao MCF.

Tabela 5.1. Resultados numéricos obtidos para o valor de G_{IIIc} , considerando os valores de $P_{propag.}$ e $P_{máx}$.

a_0	G_{IIIc} ($P_{propag.}$)	Erro ($P_{propag.}$)	G_{IIIc} ($P_{máx}$)	Erro ($P_{máx}$)
(mm)	(N/mm)	(%)	(N/mm)	(%)
13	0,897	-0,333	0,916	1,778
18	0,892	-0,888	0,910	1,111
23	0,917	1,889	0,930	3,333

O MTP também foi utilizado neste estudo com o objectivo de determinar o valor de G_{IIIc} . Este método não requer a calibração da flexibilidade experimental de cada provete, o que reduz o número de ensaios experimentais a realizar e se pode considerar como uma vantagem em relação ao MCF. De acordo com a equação (5.14), pode-se afirmar que o valor de G_{IIIc} obtido recorrendo ao MTP é somente dependente dos parâmetros geométricos do provete e dos valores do deslocamento (δ) e da força (P).

A consideração do deslocamento correspondente à força que origina a propagação de fenda ($P_{propag.}$) no MTP conduz a uma excelente concordância entre o valor de G_{IIIc} obtido e o valor de G_{IIIc} de referência previamente introduzido no modelo de dano. O mesmo não se

pode afirmar caso se use o deslocamento correspondente a $P_{\text{máx}}$ no valor de G_{IIIc} . Neste caso o valor de $\delta(P_{\text{máx}})$ conduz a uma subestimação no valor de G_{IIIc} obtido. Na tabela 5.2 apresenta-se sumariamente a influência dos valores de $P_{\text{propag.}}$ e $P_{\text{máx}}$ no valor de G_{IIIc} .

Tabela 5.2. Influência dos valores de $P_{\text{propag.}}$ e $P_{\text{máx}}$ no valor de G_{IIIc} obtido recorrendo ao MTV.

a_0	$G_{\text{IIIc}} (P_{\text{propag.}})$	Erro ($P_{\text{propag.}}$)	$G_{\text{IIIc}} (P_{\text{máx}})$	Erro ($P_{\text{máx}}$)
(mm)	(N/mm)	(%)	(N/mm)	(%)
23	0,904	0,444	0,851	-5,444

5.5. CONCLUSÕES

No estudo por elementos finitos dos provetes 4ENF_{III} e ECT procedeu-se inicialmente, à determinação dos perfis de distribuição das taxas de libertação de energia em modo I, II e III (G_I , G_{II} e G_{III}). As distribuições de G_I , G_{II} e G_{III} , na frente de fenda, foram obtidas a partir do método VCCT.

No modelo numérico do provete 4ENF_{III} utilizaram-se as dimensões nominais propostas por Yoshihara (2006), com excepção da largura da secção resistente. A largura usada foi de 10 mm, por se considerar que o valor de 2 mm proposto por Yoshihara (2006) não é representativo para a madeira. A partir desta análise constatou-se a existência de uma componente de G_{II} importante (34,30% de G_{TOTAL}) e por isso não desprezável. Com base nestes resultados conclui-se que este provete é inadequado para a determinação das propriedades de fractura em modo III quase puro. Este facto conduziu à exclusão deste ensaio.

No provete ECT observa-se que as componentes de G_I , G_{II} e G_{III} representam 0,68%, 12,17% e 87,15% do valor de G_{TOTAL} , respectivamente. Da análise por elementos finitos do provete ECT verificou-se que a propagação de fenda ocorria após a força máxima. Este fenómeno constitui um problema para a execução experimental de um ensaio ECT, uma vez que é experimentalmente impossível a identificação do instante correspondente ao início da propagação. Este facto promoveu o interesse em avaliar a influência dos valores de $P_{\text{máx}}$ e de $P_{\text{propag.}}$ no valor de G_{IIIc} . Deste estudo verificou-se que, quando se utiliza como metodologia de tratamento de resultado o MCF pode-se utilizar o valor de $P_{\text{máx}}$ em detrimento do valor de

$P_{\text{propag.}}$, sem que isso influencie significativamente no valor de G_{IIIc} . O mesmo não se pode afirmar no caso de se utilizar o MTP, pois neste caso a consideração de $\delta(P_{\text{máx}})$ subestima o valor de G_{IIIc} em cerca de 5%.

CAPÍTULO VI

ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE FRACTURA

6.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo, iremos apresentar e analisar os resultados respeitantes aos ensaios experimentais de fractura em modo II, para a espécie de madeira *Pinus pinaster*. A determinação das propriedades de fractura em modo II foi efectuada recorrendo aos ensaios *End Notched Flexure* (ENF), *End Loaded Split* (ELS) e *Four Point End Notched Flexure* (4ENF). O sistema de propagação de fendas considerado foi o sistema RL.

Os resultados experimentais fornecidos pelos ensaios ENF, ELS e 4ENF serão comparados com os resultados numéricos obtidos a partir de modelos de elementos finitos. A comparação será efectuada em termos das curvas $P-\delta$, e dos valores da taxa inicial de libertação de energia (G_{IIini}) e da taxa crítica de libertação de energia (G_{IIc}). As superfícies de fractura dos provetes testados irão ser examinadas através de um microscópio electrónico de varrimento. Este procedimento permitirá identificar os mecanismos de rotura associados à propagação da fenda.

Dos dois ensaios de caracterização do comportamento à fractura em modo III considerados no trabalho de simulação numérica (Capítulo V), o ensaio ECT revelou-se como um ensaio eventualmente adequado para o efeito, pelo menos para a determinação de uma estimativa aceitável do valor da taxa crítica de libertação de energia (G_{IIIc}). Todavia, no presente trabalho não foram efectuados esses ensaios. Apesar disso foi desenhado e construído um dispositivo de ensaio, capaz de acomodar provetes com diferentes dimensões,

incluindo as dimensões nominais a que se chegou durante o trabalho de simulação numérica. Os desenhos técnicos deste dispositivo de ensaios podem ser observados no apêndice A.

6.2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL: ASPECTOS GERAIS

Os ensaios mecânicos foram executados numa máquina universal Instron® 1125 (Figura 6.1), à velocidade do travessão móvel de 5mm/min. Todos os ensaios foram instrumentados com uma célula de carga de 100 KN. Antes da realização dos ensaios experimentais todos os provetes foram estabilizados para as condições ambientais existentes no laboratório. Neste laboratório, a temperatura e a humidade relativa mantiveram-se enquadrados nos limites de $22\pm1^{\circ}\text{C}$ e $40\pm5\%$, respectivamente.

As grandezas experimentais obtidas durante os ensaios experimentais foram a força aplicada ao provete (P), medida pela célula de carga, e o deslocamento (δ) do travessão da máquina de ensaios. Os valores de P e δ foram registados, ao longo dos ensaios, a uma frequência de 5Hz, por um sistema de aquisição de dados HBM SPIDER 8. Durante os ensaios de fractura tentou-se medir o valor do comprimento de fenda (a), recorrendo a uma câmara de filmar digital SONY DFW-V500, instalada num microscópio (Figura 6.2).

As superfícies de fractura de cada provete foram analisadas através de um microscópio electrónico de varrimento Philips-FEI Quanta 400 (Figura 6.3).

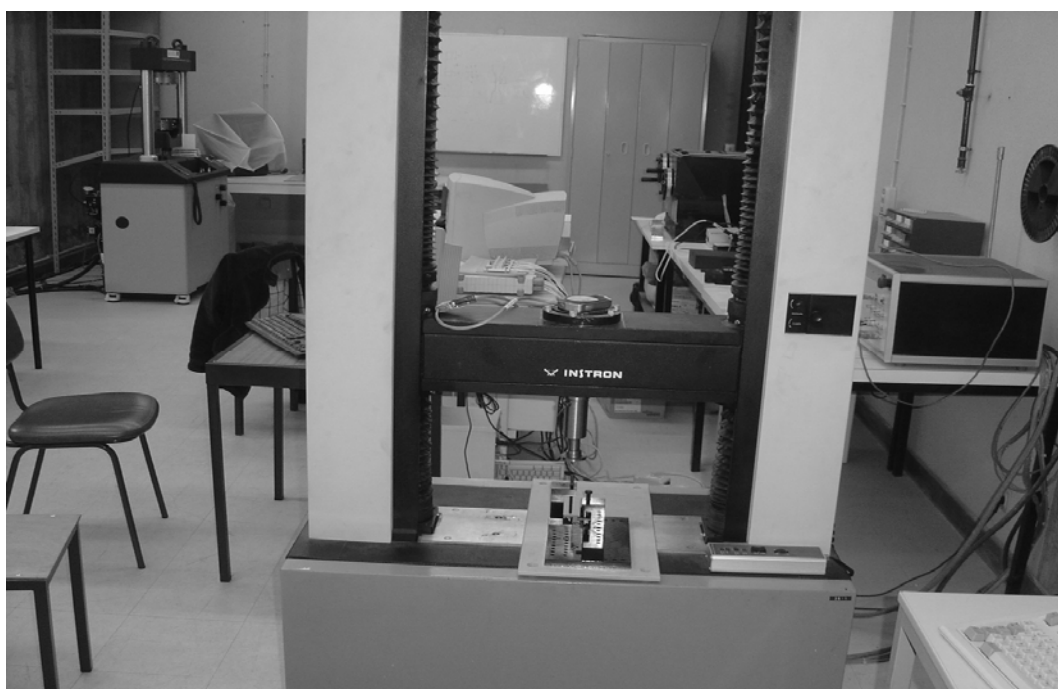


Figura 6.1. Máquina de ensaios universal Instron 1125.



Figura 6.2. Sistema óptico de medição do comprimento de fenda



Figura 6.3. Microscópio electrónico de varrimento do modelo Philips-FEI Quanta 400.

6.3. COMPORTAMENTO À FRACTURA EM MODO II: ENSAIO ENF

6.3.1. Procedimento experimental

Os provetes ENF testados na campanha de ensaios experimentais possuem a geometria e as dimensões nominais consideradas no sub-capítulo 4.2. Antes da realização dos ensaios de fractura procedeu-se à medição das dimensões efectivas de cada provete, com o objectivo de as considerar no tratamento dos resultados experimentais. A execução da fenda inicial (a_0) foi efectuada em duas etapas, imediatamente antes da realização dos ensaios de fractura. Na primeira etapa, foi maquinado um entalhe com recurso a uma serra mecânica, de espessura igual a 1 mm, apropriada para o corte da madeira. Na segunda etapa, foi introduzida uma fenda em modo I, através da aplicação de uma solicitação de impacto de baixa intensidade a uma lâmina de corte de espessura igual a 0,5 mm. A medição do valor de a_0 foi efectuada para cada provete, recorrendo a um microscópio óptico, com uma resolução de 0,001 mm.

O provete ENF foi montado num dispositivo de ensaios de flexão em três pontos, constituído por dois apoios e um elemento actuador (Figura 6.4). Os cilindros dos apoios e do elemento actuador têm um diâmetro igual a 10 mm. Neste ensaio, o carregamento do provete é efectuada através do actuador. De forma a minimizar o efeito do atrito, foram inseridas na região da pré-fenda duas folhas de Teflon®, previamente lubrificadas e com uma espessura igual a 0,01 mm.

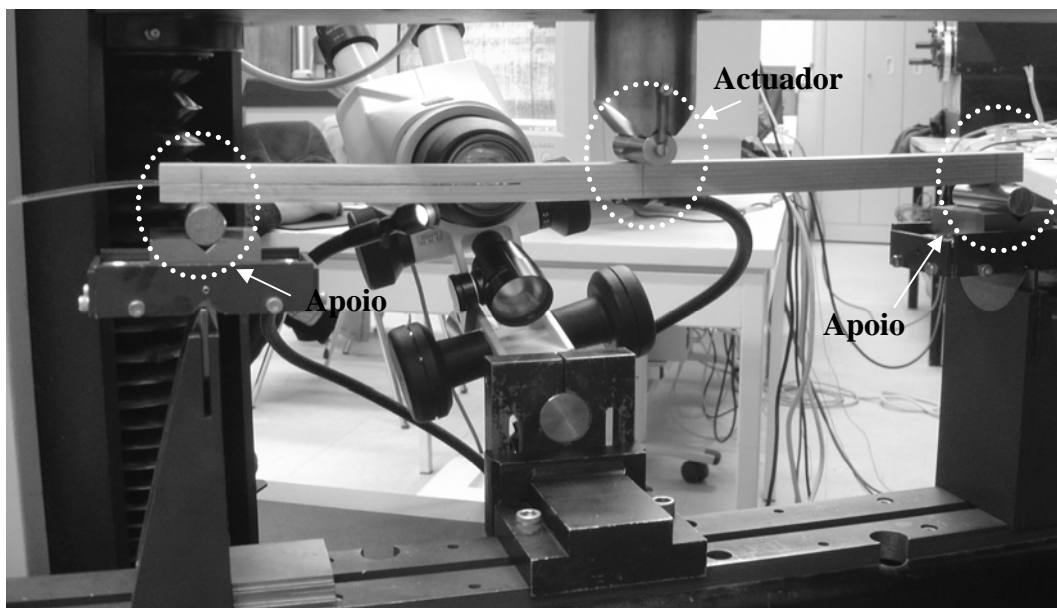


Figura 6.4. Aspecto geral do dispositivo experimental dos ensaios ENF.

Durante a execução dos ensaios verificou-se que é impossível determinar com rigor o valor do comprimento de fenda (a). De facto, e como se pode verificar na figura 6.5, a posição exacta da extremidade da fenda não se encontra claramente definida. No detalhe 2 da figura 6.5 pode-se observar que a frente da fenda já passou pela linha de referência vertical, contudo a sua localização no provete encontra-se indefinida. Deste modo, pode-se concluir que as metodologias de tratamento de resultados convencionais, como o Método de Calibração da Flexibilidade (MCF) e a Teoria de Vigas Corrigida (TVC), baseadas na medição do comprimento de fenda (a) durante a execução de um ensaio, podem introduzir erros significativos no valor de G_{IIc} . Por conseguinte, o Método de Calibração da Flexibilidade baseado na Teoria de Vigas (MCFTV) adquire um papel fundamental como metodologia de tratamento de resultados, uma vez que não necessita da medição do valor de a para obter G_{IIc} e, consequentemente, reduz os erros inerentes à determinação das propriedades de fractura em modo II.

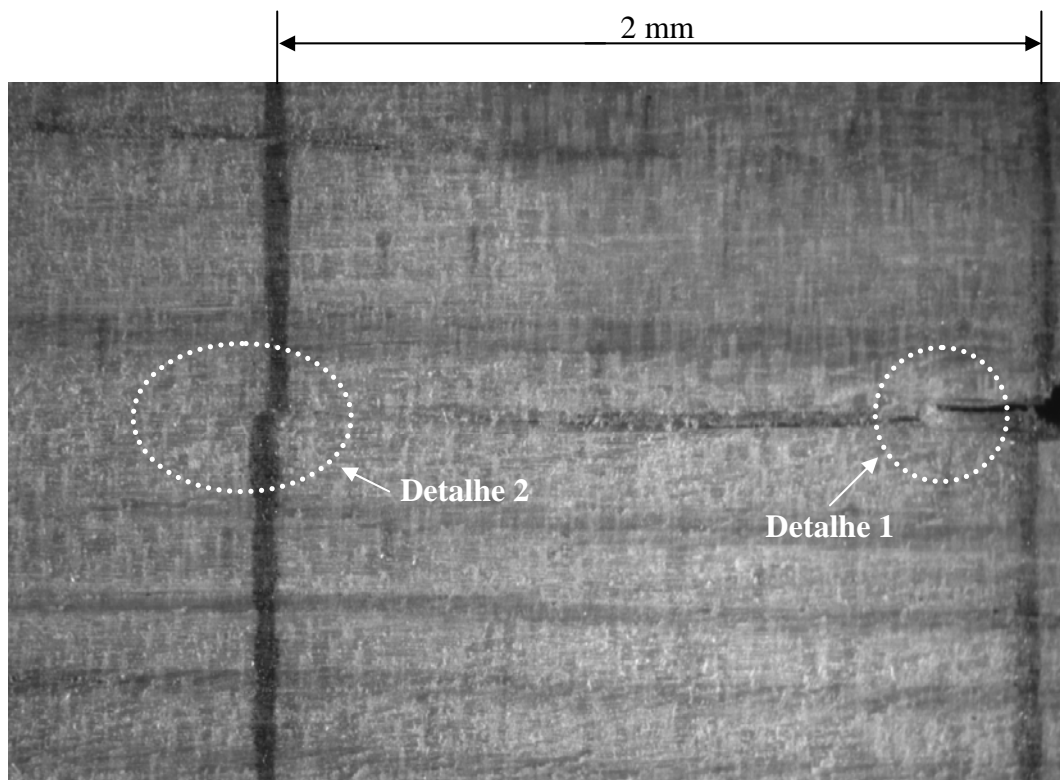


Figura 6.5. Processo de propagação de fenda, onde o detalhe 1 representa a região da pré-fenda e o detalhe 2, representa uma região de propagação de fenda.

6.3.2. Resultados experimentais

Na campanha de ensaios experimentais foram testados trinta e sete provetes ENF, da espécie de madeira *Pinus pinaster*, com o objectivo de determinar as propriedades de fractura em modo II (Figura 6.6). Nalguns ensaios ocorreu a rotura dos braços dos provetes, devido ao desalinhamento dos traqueídeos (Figura 6.7) ou a outros defeitos dos provetes (Figura 6.8). Por conseguinte, os provetes onde ocorreram estes fenómenos de rotura foram excluídos da análise experimental.



Figura 6.6. Conjunto dos provetes ENF.

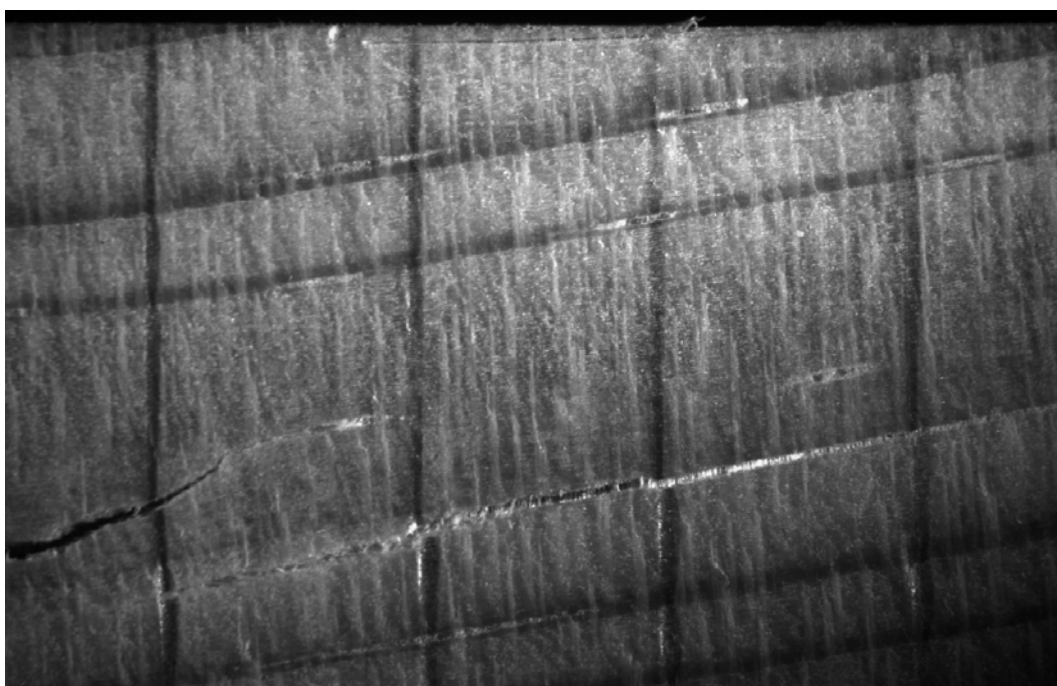


Figura 6.7. Rotura dos braços do provetes ENF provocada pelo desalinhamento do fio.

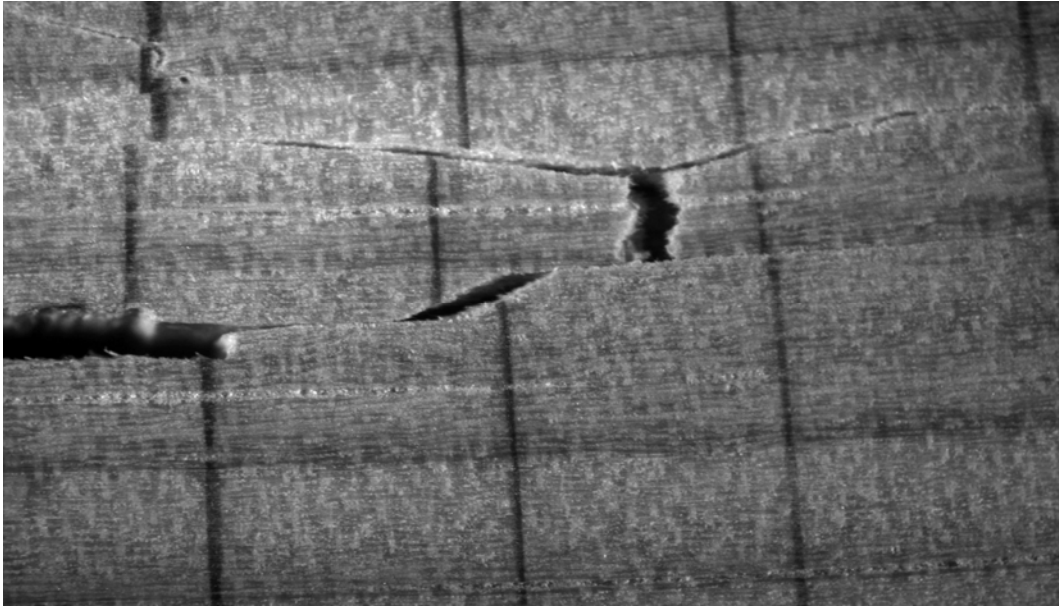


Figura 6.8. Rotura dos braços do provetes ENF provocada por defeitos internos.

A figura 6.9 apresenta as curvas P - δ dos vinte e quatro ensaios ENF considerados válidos. De acordo com esta figura pode-se verificar que existe uma importante dispersão nos valores da rigidez inicial, a qual reflecte essencialmente a variabilidade do módulo de elasticidade longitudinal (E_L) de provete para provete. Na figura 6.10 pode-se observar as curvas de resistência (curvas- R) obtidas a partir da aplicação do MCFTV (equação 4.18).

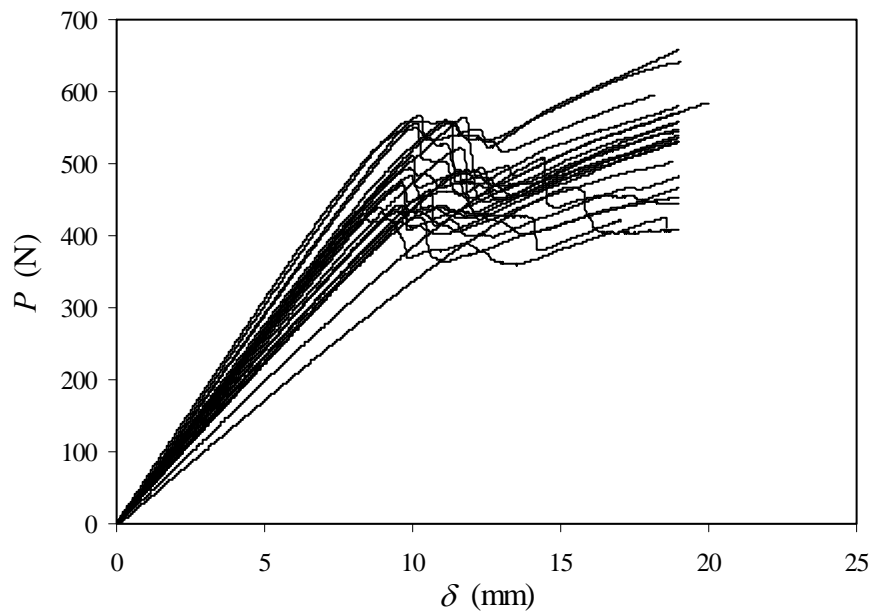


Figura 6.9. Curvas P - δ obtidas a partir dos ensaios ENF.

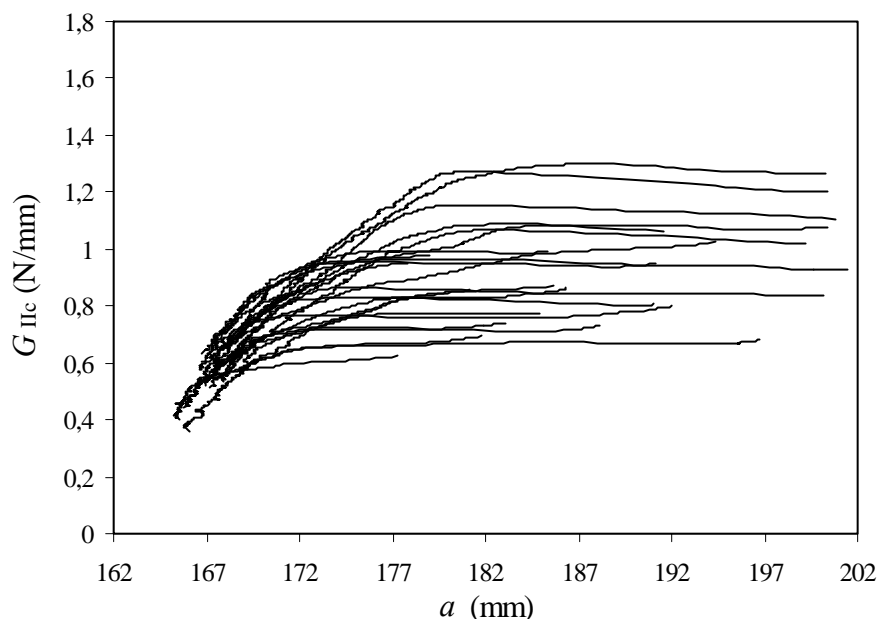


Figura 6.10. Curvas- R obtidas a partir dos ensaios ENF.

Na tabela 6.1 encontram-se reunidos os resultados experimentais obtidos a partir dos ensaios ENF. O valor de $P_{\text{máx}}$ representa a força máxima suportada por cada provete ENF durante a execução de um ensaio. A iniciação do dano corresponde ao valor da taxa de libertação de energia de iniciação em modo II (G_{IIini}), segundo o critério da Não-Linearidade (critério NL). De acordo com este critério, a iniciação de dano corresponde ao ponto em que a curva P - δ se desvia da linearidade. Neste trabalho, o ponto limite de linearidade da curva P - δ foi considerado como sendo o ponto ($P_{\text{NL}}, \delta_{\text{NL}}$) até ao qual a relação entre P e δ é linear com um coeficiente de correlação (R^2) superior a 0.9999 (Figura 6.11). A taxa crítica de libertação de energia em modo II (G_{IIc}) foi obtida para cada provete, a partir da média aritmética dos pontos pertencentes ao patamar da curva- R . Após a execução dos ensaios experimentais, foram cortados no topo de cada provete amostras com $20 \times 20 \times 20 \text{ mm}^3$, com o objectivo de determinar a massa volúmica aparente (ρ). Na tabela 6.1 podem-se observar os resultados obtidos para os valores de $P_{\text{máx}}$, G_{IIini} , G_{IIc} e ρ bem como os respectivos coeficientes de variação e intervalos de confiança sobre a média.

Tabela 6.1. Resultados obtidos na campanha de ensaios experimentais do provete ENF.

Provete	$P_{\text{máx}}$ (N)	ρ (g/cm ³)	$G_{\text{II ini}}$ (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)
1	467,4	0,539	0,445	1,283
2	507,48	0,612	0,398	1,269
3	564,36	0,595	0,635	1,139
4	469,2	0,518	0,579	0,772
5	414,36	0,503	0,252	0,667
6	441,36	0,495	0,514	0,721
7	549,48	0,601	0,573	0,994
8	493,68	0,510	0,612	1,077
9	510,84	0,521	0,545	0,845
10	463,56	0,487	0,604	0,816
11	483,48	0,579	0,524	0,840
12	423,01	0,598	0,537	0,601
13	536,16	0,643	0,618	0,955
14	521,64	0,510	0,550	1,060
15	438,36	0,523	0,535	0,665
16	567,72	0,625	0,740	0,992
17	441,96	0,481	0,516	0,845
18	480,84	0,517	0,682	0,960
19	556,56	0,531	0,688	0,946
20	474,6	0,558	0,685	0,767
21	442,92	0,531	0,552	0,721
22	558,84	0,628	0,713	0,934
23	559,32	0,587	0,649	1,085
24	493,56	0,585	0,575	0,854
Média¹	494,20±19,44	0,55±0,02	0,57±0,04	0,91±0,07
C.V. ² (%)	9,83	8,92	18,71	20,16

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

O coeficiente de variação da distribuição da massa volúmica é igual a 8,92% (Tabela 6.1), o que é um valor relativamente pequeno. Este facto demonstra que a amostra de provetes ensaiada é homogénea, validando assim o processo de selecção dos provetes. A partir da aplicação do critério de NL e do MCFTV, obteve-se um valor médio de $G_{\text{II ini}}$ igual a 0,57

N/mm. Por outro lado, por aplicação do MCFTV obteve-se um valor médio de G_{IIc} , para a espécie de madeira *Pinus pinaster* Ait., igual a 0,91 N/mm.

Apesar da dispersão verificada nos valores de G_{IIini} e G_{IIc} ser típica de um material de origem biológica como é a madeira, procurou-se verificar em que medida a massa volúmica explica esta dispersão. Vários autores têm estudado a relação existente entre as propriedades mecânicas da madeira e a sua densidade, para várias espécies de madeira (Dinwoodie *et al.* 2000, Guitard *et al.* 1987 e Zhang *et al.* 1997). É consensual que essas relações assumem a forma de uma lei de potência ou de uma lei linear. Neste trabalho, e atendendo a que a dispersão dos valores da densidade é reduzida, compreendida entre 0,481 e 0,643 (Tabela 6.1), assumimos a existência de uma relação linear entre a massa volúmica e os valores de G_{IIini} e G_{IIc} . A partir das figuras 6.12 e 6.13 pode-se concluir que a dispersão nos valores de G_{IIini} e G_{IIc} pode ser explicada em 9,6% e 9,8% (coeficientes de correlação $R^2=0,096$ e $R^2=0,098$) pela massa volúmica, respectivamente. Esta baixa correlação entre ρ e G_{IIini} , por um lado, e entre ρ e G_{IIc} , por outro lado, deve-se à baixa amplitude da gama das densidades, isto é, à homogeneidade da amostra ensaiada.

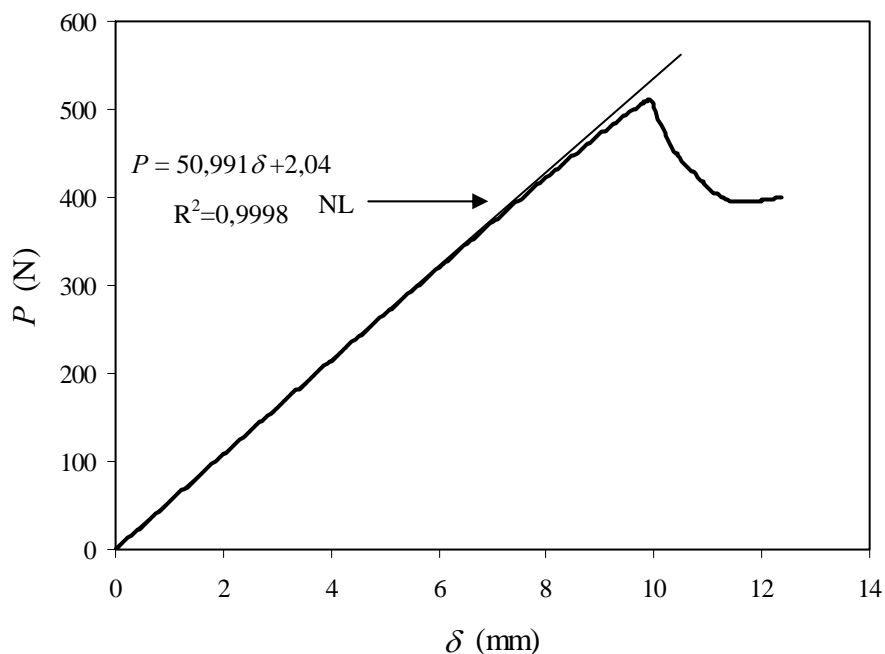


Figura 6.11. Determinação de G_{IIini} a partir da aplicação do critério de NL.

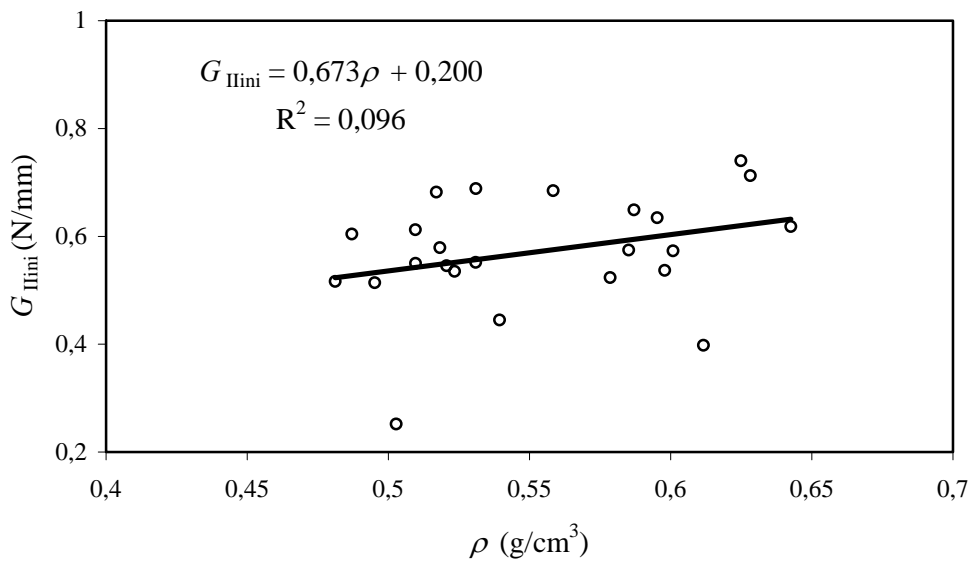


Figura 6.12. Variação de G_{IIini} com a massa volúmica.

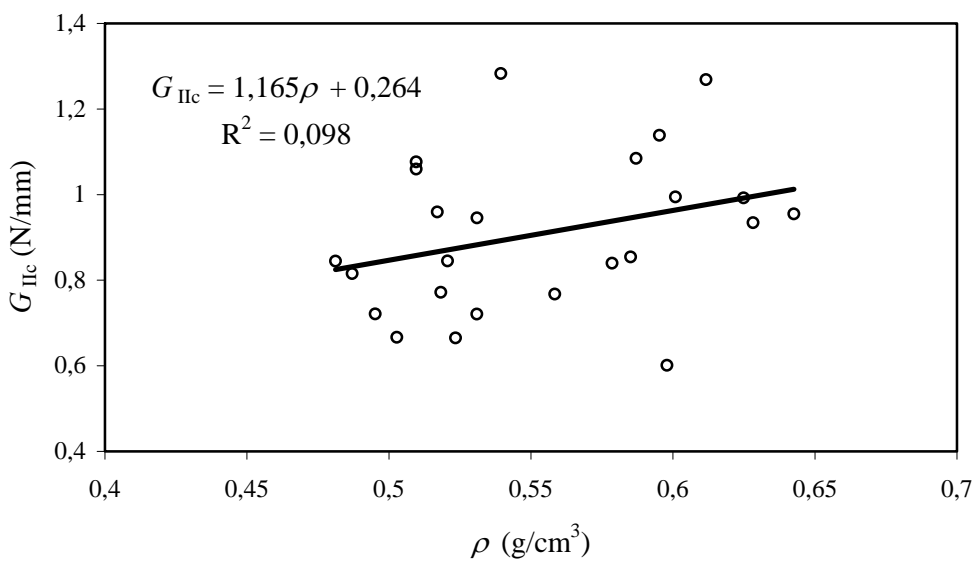


Figura 6.13. Variação de G_{IIc} com a massa volúmica.

6.3.3. Fractografia por microscopia electrónica de varrimento

As superfícies de fractura foram examinadas através do microscópio electrónico de varrimento apresentado na figura 6.3. Na figura 6.14 encontra-se representada a superfície de fractura localizada na vizinhança da pré-fenda, na qual se podem distinguir três regiões

distintas. A região A representa a extremidade do entalhe inicial maquinado com uma serra mecânica de corte, enquanto que a região B corresponde à zona da pré-fenda cortada com uma lâmina de espessura igual a 0,5 mm. A região C caracteriza uma superfície de fractura em modo I, criada através de uma sollicitação de impacto de baixa intensidade na lâmina de corte. A transição entre a superfície de fractura em modo I (região C da figura 6.14) e a superfície de fractura em modo II é claramente visível na figura 6.15. A superfície de fractura em modo II é caracterizada por uma severa torção, arrancamento e desenrolamento das paredes dos traqueídeos (Zink *et al.* 1994). Contudo, podem ser apreciados na figura 6.16 as diferenças existentes entre a morfologia das superfícies de fractura dos lenhos inicial e final. Essas dissemelhanças são originadas pelas diferentes espessuras das paredes dos traqueídeos nos lenhos inicial e final. É de salientar que os traqueídeos apresentam no lenho final uma espessura de parede superior.

A observação das superfícies de fractura por microscopia electrónica de varrimento que acabamos de apresentar, mostram que o modo global de fractura é o modo II, tal como foi antecipado pela simulação numérica do ensaio ENF (secção 4.2.1). De facto, o contraste entre as superfícies de fractura em modo I e em modo II (Figura 6.15) é por demais evidente.

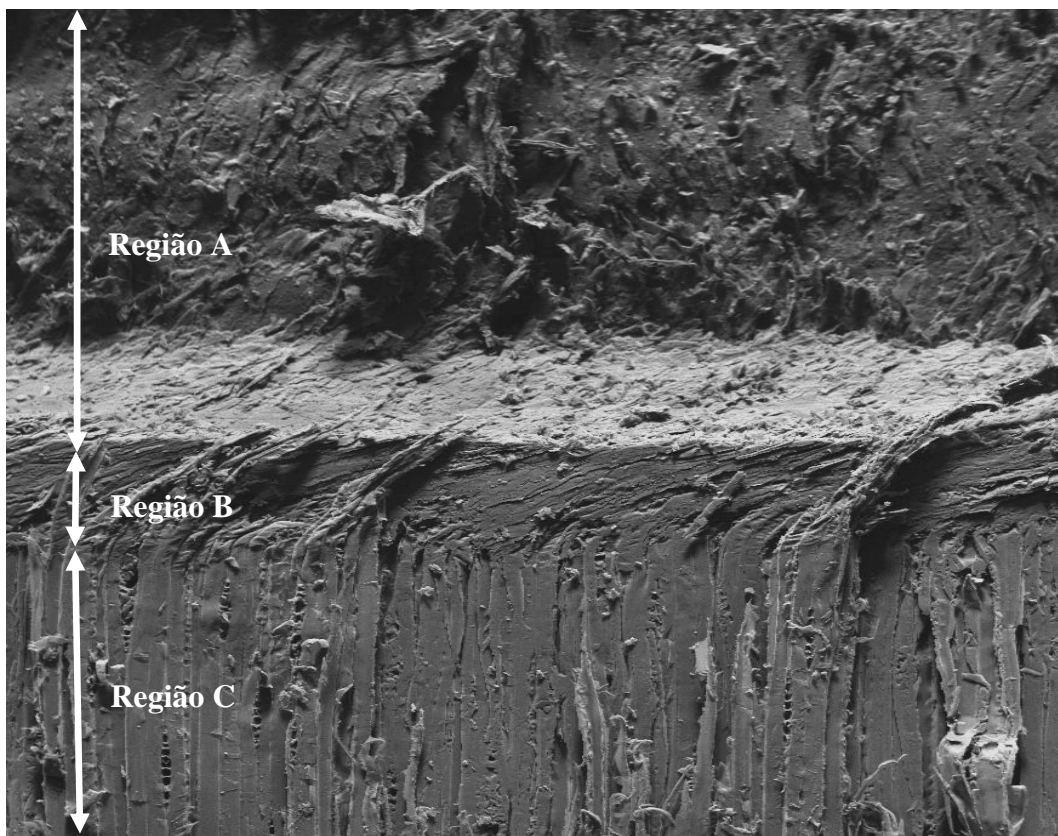


Figura 6.14. Superfície de fractura da fenda inicial (x100).



Figura 6.15. Transição entre as superfícies de fractura em modo I e em modo II (x100).

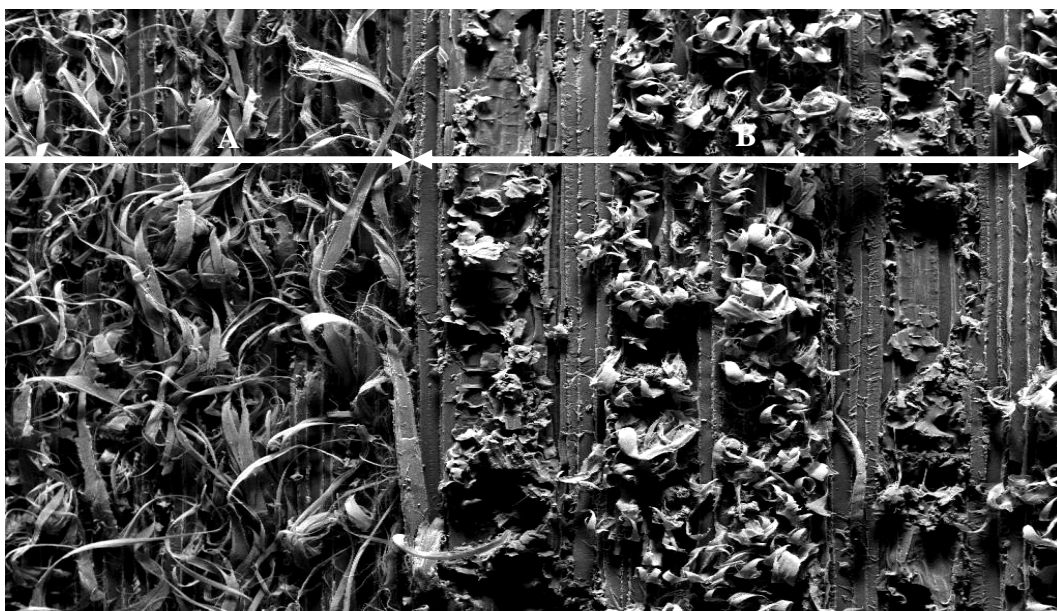


Figura 6.16. Superfície de fractura em modo II: (A) Lenho inicial e (B) Lenho final (x100).

6.3.4. Comparação entre resultados experimentais e numéricos

Com o propósito de verificar a aplicabilidade do MCFTV foi efectuada uma comparação, provete a provete, entre os resultados experimentais e os numéricos. Neste estudo compararam-se as curvas $P-\delta$, e os valores de G_{IIini} e G_{IIc} . Os resultados numéricos foram obtidos a partir de modelos de elementos finitos elaborados com as dimensões reais de cada provete.

As curvas P - δ numéricas apresentam em geral uma boa concordância com as experimentais (Figura 6.17). O mesmo se pode concluir em relação às curvas- R (Figura 6.18). É de referir que no modelo coesivo se utilizou o valor de G_{IIc} determinado a partir da curva- R de cada provete, conforme descrito na secção 6.3.2.

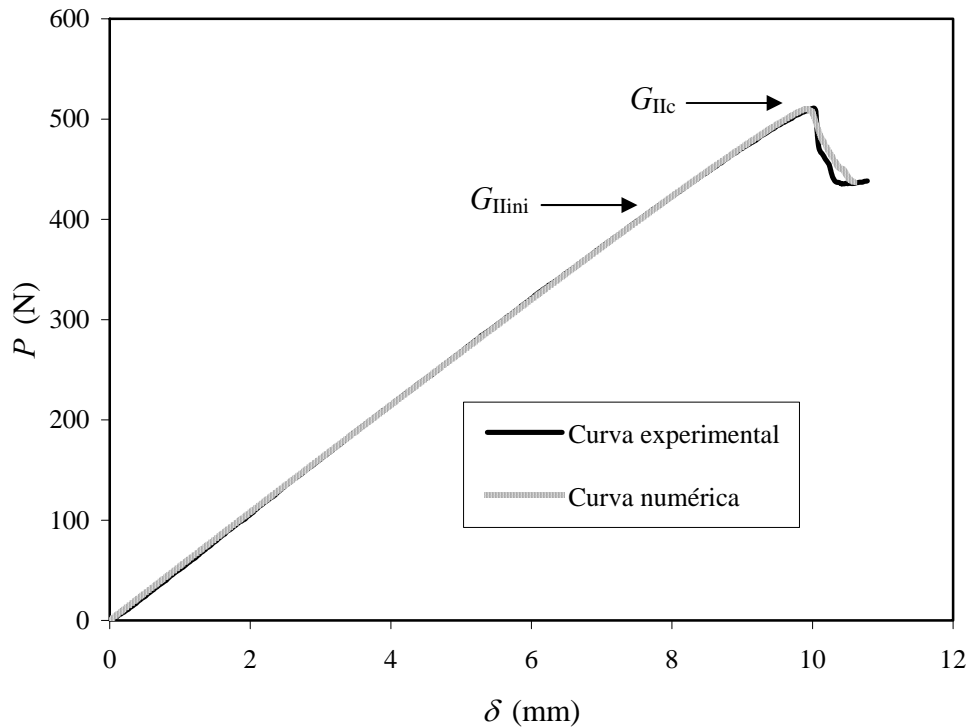


Figura 6.17. Comparação entre as curvas P - δ experimental e numérica (provete 10).

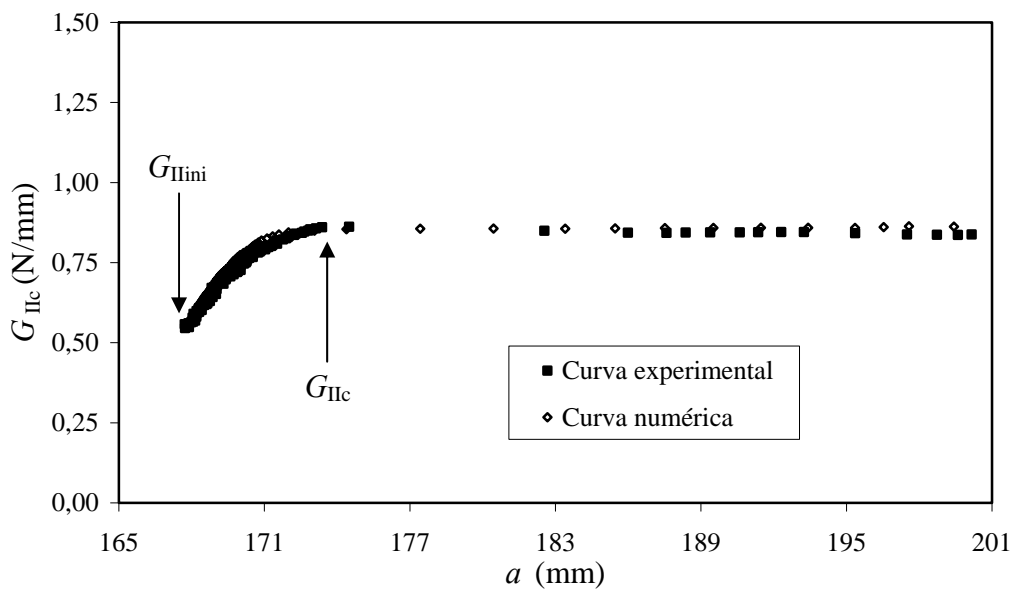


Figura 6.18. Comparação entre as curvas- R experimental e numérica (provete 10).

Tabela 6.2. Comparação entre resultados experimentais e numéricos obtidos no ensaio ENF.

Provete	Resultados experimentais			Resultados numéricos			Variação relativa		
	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}
	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(%)	(%)	(%)
1	467,40	0,445	1,283	488,54	0,457	1,277	4,523	2,632	-0,502
2	507,48	0,398	1,269	528,36	0,396	1,264	4,114	-0,506	-0,334
3	564,36	0,635	1,139	579,41	0,635	1,143	2,666	0,045	0,435
4	469,2	0,579	0,772	475,74	0,573	0,762	1,393	-1,028	-1,215
5	414,36	0,252	0,667	416,33	0,257	0,649	0,476	1,981	-2,641
6	441,36	0,514	0,721	442,33	0,520	0,715	0,221	1,050	-0,843
7	549,48	0,573	0,994	579,35	0,580	0,967	5,436	1,158	-2,786
8	493,68	0,612	1,077	518,09	0,612	1,078	4,945	-0,115	0,140
9	510,84	0,545	0,845	510,28	0,547	0,858	-0,109	0,235	1,519
10	463,56	0,604	0,816	464,17	0,612	0,821	0,131	1,228	0,636
11	483,48	0,524	0,840	492,94	0,528	0,817	1,956	0,778	-2,674
12	423	0,537	0,601	425,66	0,537	0,590	0,628	0,009	-1,803
13	536,16	0,618	0,955	536,25	0,619	0,941	0,017	0,143	-1,442
14	521,64	0,550	1,060	536,77	0,552	1,052	2,901	0,426	-0,736
15	438,36	0,535	0,665	440,04	0,539	0,649	0,382	0,729	-2,397
16	567,72	0,740	0,992	566,59	0,742	0,980	-0,200	0,274	-1,209
17	441,96	0,516	0,845	459,31	0,517	0,833	3,925	0,053	-1,389
18	480,84	0,682	0,960	489,59	0,681	0,956	1,820	-0,145	-0,400
19	556,56	0,688	0,946	552,43	0,696	0,936	-0,743	1,156	-1,019
20	474,6	0,685	0,767	472,23	0,686	0,759	-0,500	0,188	-1,058
21	442,92	0,552	0,721	441,12	0,557	0,708	-0,406	1,003	-1,711
22	558,84	0,713	0,934	562,62	0,718	0,922	0,677	0,774	-1,356
23	559,32	0,649	1,085	576,53	0,652	1,075	3,077	0,459	-0,865
24	493,56	0,575	0,854	510,28	0,565	0,833	3,387	-1,579	-2,499
Média	494,20	0,57	0,91	502,71	0,57	0,90	0,456	-1,090	1,697
I. C. ¹	±19,44	±0,04	±0,07	±20,59	±0,04	±0,07			
C. V. ²									
(%)	9,83	18,71	20,16	10,24	18,57	20,63			

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

Na tabela 6.2 comparamos os valores numéricos e os valores experimentais de P_{\max} , $G_{II\text{ini}}$ e G_{IIc} . Os resultados experimentais são aqui repetidos, por comodidade. A diferença relativa média entre os resultados experimentais e os resultados numéricos é inferior a 2%, o que pode ser considerado como excelente. Estes resultados demonstram que o MCFTV é um método de tratamento de resultados adequado para a identificação das propriedades de fractura da madeira em modo II.

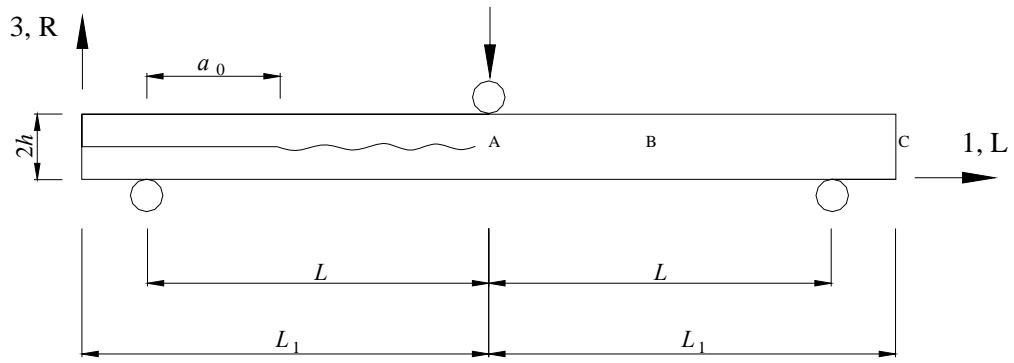
6.4. COMPORTAMENTO À FRACTURA EM MODO II: ENSAIO ELS

6.4.1. Procedimento experimental

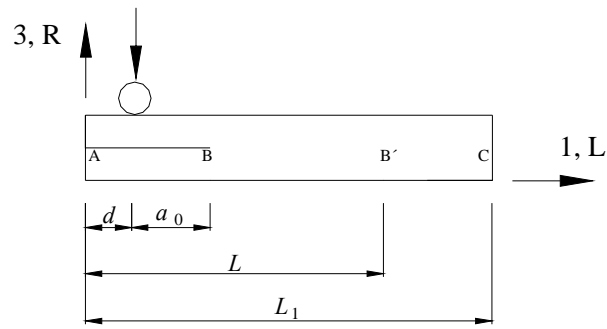
Nesta análise experimental foram ensaiados trinta e sete provetes ELS. Estes provetes foram fabricados a partir dos provetes ENF, utilizando a zona não danificada dos mesmos, que se localiza entre as regiões A e C (Figura 6.19 (a)). A maquinagem da fenda inicial (a_0) no provete ELS foi efectuada entre as regiões A e B (Figura 6.19 (b)), de forma a eliminar qualquer zona danificada não visível. As dimensões nominais utilizadas para o provete ELS são as mencionadas na secção 4.3. O encastramento dos provetes ELS é efectuado entre as regiões B' e C da figura 6.19 (b).

O dispositivo experimental do ensaio ELS está representado na figura 6.20. Este dispositivo é fixado na máquina de ensaios através de uma base (elemento 1, da figura 6.20). Esta base foi concebida de forma a acomodar o conjunto guia e carro linear (elementos 2 e 3 na figura 6.20). O conjunto guia e carro linear permite o movimento na direcção horizontal do provete ELS durante o carregamento do provete. A fixação do provete ELS no dispositivo de ensaio é efectuada através de duas placas de aperto (elementos 4 e 5 na figura 6.20). Os desenhos de projecto dos elementos 1, 4 e 5, representados na figura 6.20, podem ser consultados no apêndice B.

Em cada provete ELS procedeu-se, antes da execução dos ensaios de fractura, à determinação das suas dimensões efectivas. Este procedimento é importante pois permite obter com um maior rigor as propriedades de fractura em modo II. A introdução e medição do comprimento da fenda inicial no provete ELS foram realizadas segundo os procedimentos usados no provete ENF. Na região da fenda inicial foram inseridas duas folhas de Teflon[®], previamente lubrificadas e com uma espessura igual a 0,01 mm, com o intuito de minimizar o efeito de atrito.



(a)



(b)

Figura 6.19. Fabrico dos provetes ELS: (a) provetes ENF após a execução dos ensaios experimentais e (b) a parte do provete ENF que deu origem aos provetes ELS.

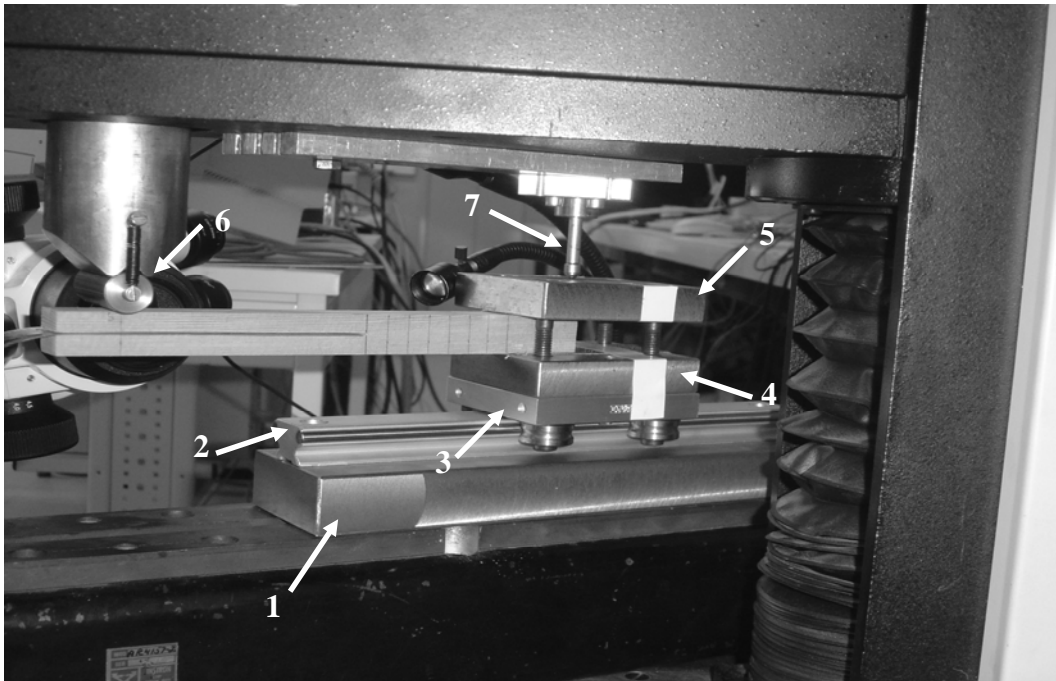


Figura 6.20. Dispositivo experimental do ensaio ELS.

O carregamento do provete ELS é realizado através do elemento 6 da figura 6.20. No travessão móvel da máquina Instron[®] foi fixado um LVDT (elemento 7 da figura 6.20) em contacto com a placa superior de aperto (elemento 5 da figura 6.20) de forma a despistar folgas indesejáveis no apoio do provete, que possa introduzir erros na determinação das propriedades de fractura em modo II. À semelhança do ocorrido para o provete ENF, no ensaio ELS também é impossível medir com rigor o valor do comprimento da fenda (Figura 6.21). O detalhe 1 da figura 6.21 corresponde à região da pré-fenda, enquanto que, os detalhes 2 e 3 representam descontinuidades visíveis nos traços de referência previamente marcados no provete. Estas descontinuidades são originadas pela propagação da fenda, que já passou nestes pontos. Contudo, a posição exacta da extremidade da fenda é de difícil determinação, embora se localize algures na região do detalhe 4 da figura 6.21. Devido a este facto pode-se concluir que os métodos clássicos de tratamento de resultados, apresentados nas secções 4.3.2.1 e 4.3.2.2, podem ser afectados por erros significativos nos valores das propriedades de fractura em modo II. O Método de Calibração da Flexibilidade baseado na Teoria de Vigas (MCFTV) é uma metodologia de tratamento de resultados que procura contornar esta dificuldade experimental.

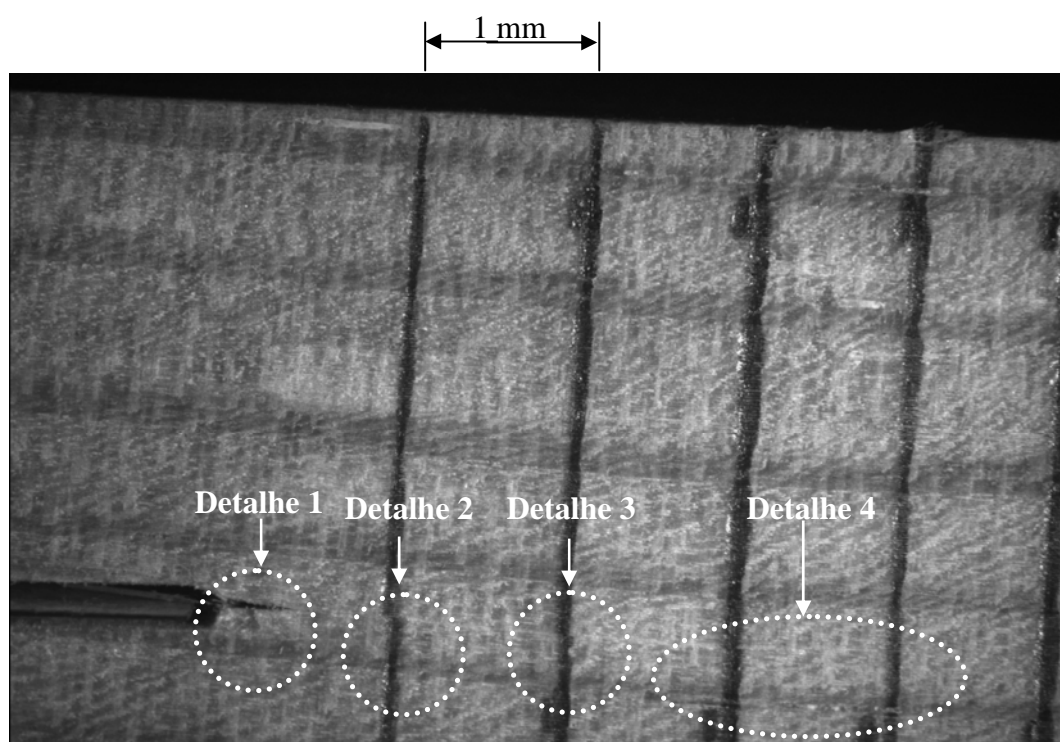


Figura 6.21. Imagem obtida por microscópio que ilustra o processo de propagação de fenda num provete ELS.

6.4.2. Determinação experimental das propriedades de fractura em modo II

Durante a execução de alguns ensaios experimentais surgiram problemas que originaram a anulação desses ensaios. Estes problemas estão relacionados, com a rotura dos braços do provete, à semelhança do sucedido nos ensaios ENF, e com problemas de encastramento inerentes ao ensaio ELS.

A aplicação do MCFTV a um ensaio ELS requer a determinação do módulo de elasticidade longitudinal (E_L) em cada provete. Assim sendo, antes da execução da fenda inicial para os ensaios de fractura, efectuaram-se ensaios de flexão em três pontos para a obtenção do valor de E_L .

A figura 6.22 apresenta as curvas P - δ obtidas durante os ensaios de fractura. A variabilidade observada no valor da rigidez inicial dos provetes comprova a necessidade de determinação prévia do valor de E_L para cada provete. As curvas de resistência (curvas- R) para todos os provetes, foram determinadas a partir das curvas experimentais P - δ , e por aplicação da equação (4.46) (Figura 6.23).

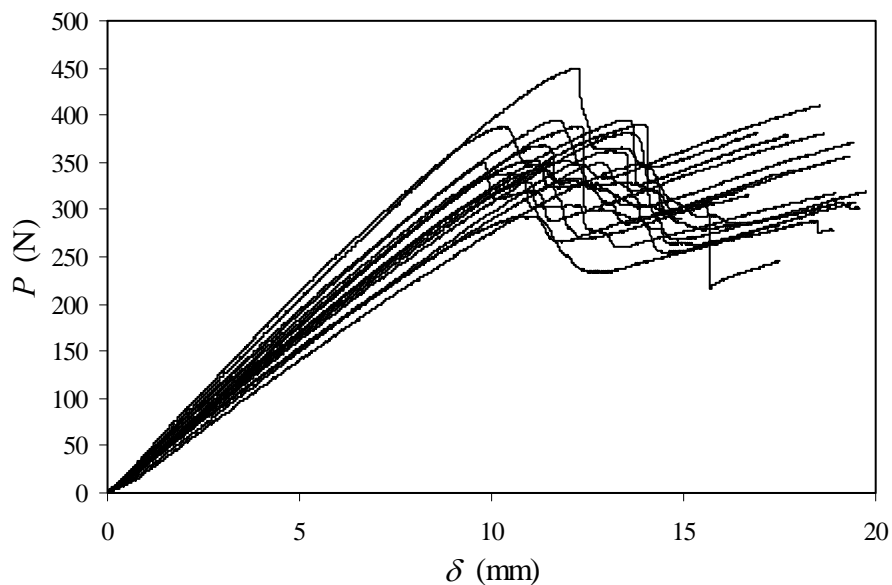


Figura 6.22. Curvas P - δ obtidas a partir dos ensaios ELS.

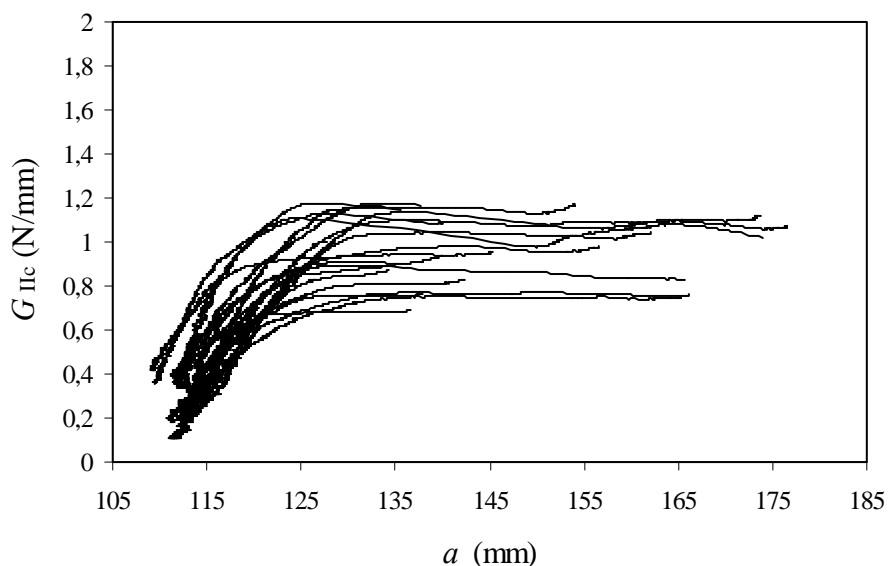


Figura 6.23. Curvas- R obtidas a partir dos ensaios ELS.

Na tabela 6.3 encontram-se resumidos os resultados obtidos a partir dos ensaios experimentais. Os valores de G_{IIini} e G_{IIc} foram determinados seguindo os critérios adoptados no ensaio ENF. Depois da execução dos ensaios de fractura foram seleccionadas pequenas amostras do provete ELS, com o intuito de determinar o valor da massa volúmica (ρ) em cada provete.

Utilizando o critério NL obteve-se, para os provetes ELS um valor de G_{IIini} igual a 0,32 N/mm, o que é bastante inferior ao obtido nos ensaios ENF (Tabela 6.1). Este facto indica que as curvas $P-\delta$ dos provetes ELS apresentam um comportamento não linear prematuro relativamente ao que foi verificado nos provetes ENF. O início do comportamento não linear nos ensaios ELS pode estar associado à não linearidade geométrica e não propriamente ao início da propagação de dano, inviabilizando assim a determinação de G_{IIini} através do ensaio ELS. Em alternativa, o início prematuro do comportamento não linear nos provetes ELS pode ser devido a uma diferença sistemática na introdução da fenda inicial, em relação aos provetes ENF, apesar de se ter adoptado um procedimento experimental semelhante. O esclarecimento destas questões requer a realização de um trabalho de investigação adicional. No ensaio ELS obteve-se um valor de G_{IIc} igual a 0,94 N/mm, o qual, de acordo com o intervalo de confiança com um nível de significância de 95%, é igual ao valor obtido pelo ensaio ENF. Por conseguinte, pode-se concluir que os dois ensaios de fractura (ENF e ELS) permitem obter o mesmo valor de G_{IIc} , para a mesma espécie de madeira e para o mesmo sistema de propagação de fenda (sistema RL).

Para quantificar em que medida a densidade explica a dispersão verificada nos valores de G_{IIini} e G_{IIc} , procedeu-se ao ajuste linear dos pontos experimentais (G_{IIini} , ρ). Desta análise pode-se inferir que a dispersão verificada nos valores de G_{IIini} não pode ser justificada pela densidade, dados que esta grandeza é somente responsável por 0,61% da dispersão verificada (Figura 6.24), além da relação obtida ser fisicamente absurda. A variação nos valores de G_{IIc} pode-se ser imputada apenas em 0,55% à densidade dos provetes (Figura 6.25).

Tabela 6.3. Resumo dos resultados obtidos na campanha de ensaios ELS.

Proвете	$P_{\text{máx}}$ (N)	ρ (g/cm ³)	$G_{II\text{ ini}}$ (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)
1	387,84	0,508	0,359	1,041
2	338,28	0,546	0,184	0,763
3	394,92	0,541	0,108	1,080
4	344,76	0,526	0,429	0,822
5	449,76	0,610	0,332	1,148
6	349,44	0,515	0,278	1,163
7	362,16	0,546	0,335	1,108
8	349,56	0,604	0,417	0,936
9	390,72	0,523	0,385	1,150
10	342,24	0,565	0,372	0,855
11	350,52	0,616	0,441	0,815
12	352,20	0,554	0,510	0,911
13	387,96	0,597	0,309	0,922
14	292,92	0,509	0,193	0,733
15	381,24	0,745	0,194	1,092
16	394,44	0,543	0,252	1,031
17	368,52	0,608	0,333	0,843
18	329,64	0,514	0,350	0,754
19	349,32	0,599	0,281	0,680
Média¹	364,02±15,03	0,57±0,03	0,32±0,05	0,94±0,07
C.V. ² (%)	9,18	10,12	31,78	16,85

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

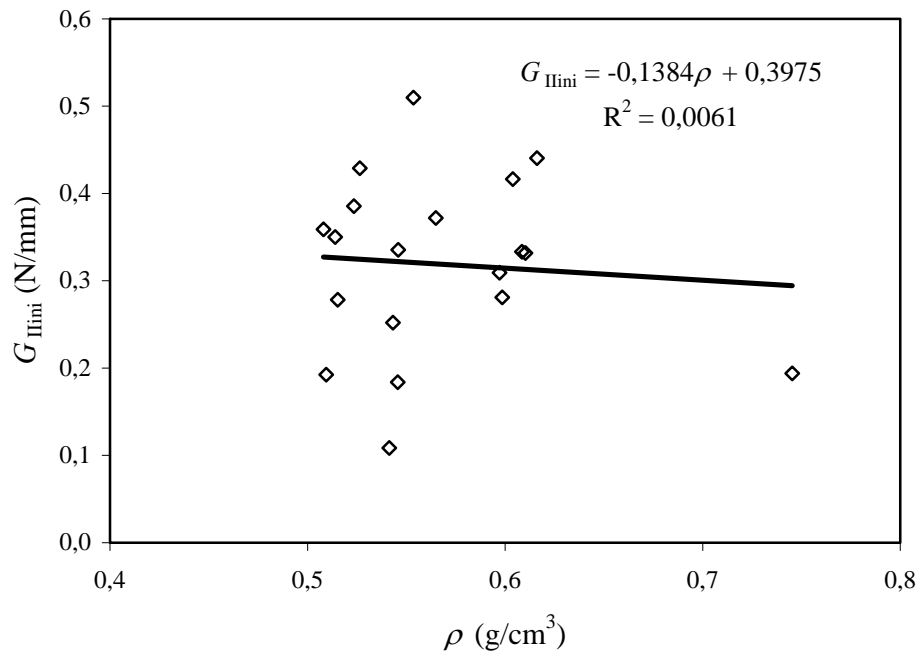


Figura 6.24. Variação de G_{IIini} com a massa volúmica.

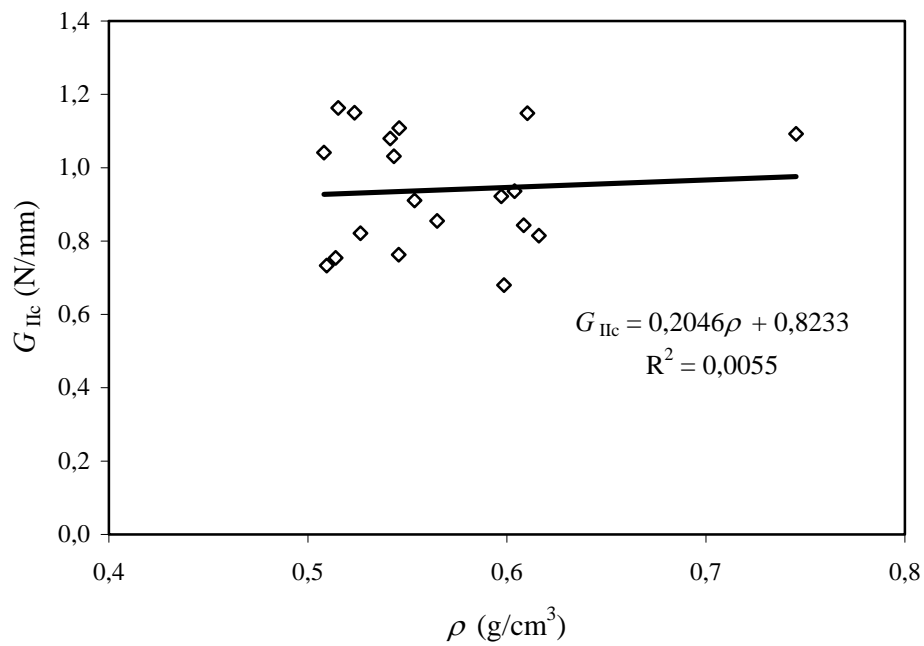


Figura 6.25. Variação de G_{IIc} com a massa volúmica.

6.4.3. Fractografia por microscopia electrónica de varrimento

As superfícies de fractura dos provetes ELS foram examinadas através da microscopia electrónica de varrimento, a fim de verificar se o modo de fractura é o pretendido. As amostras escolhidas foram previamente coladas numa base de alumínio e recobertas com uma camada de ouro, depositada por projecção catódica, com o objectivo de as tornar condutoras. Na figura 6.26 encontra-se representada uma superfície de fractura típica da região da pré-fenda. Nesta superfície de fractura podem-se distinguir três zonas distintas. Na zona A encontra-se caracterizada a superfície de fractura gerada pelo corte do entalhe inicial através de uma serra mecânica. Na zona B pode-se observar a morfologia da superfície de fractura provocada por uma lâmina de corte de espessura igual a 0,5 mm. A zona C é representativa da superfície de fractura da pré-fenda, que foi gerada através de uma solicitação de impacto de baixa intensidade na lâmina de corte. A transição entre a superfície de fractura da pré-fenda e a superfície de fractura em modo II pode ser claramente observada na figura 6.27. Na figura 6.28 podem ser analisados detalhes da superfície de fractura em modo II, onde as figuras 6.28(a) e 6.28(b) correspondem às superfícies de fractura dos lenhos final e inicial, respectivamente.

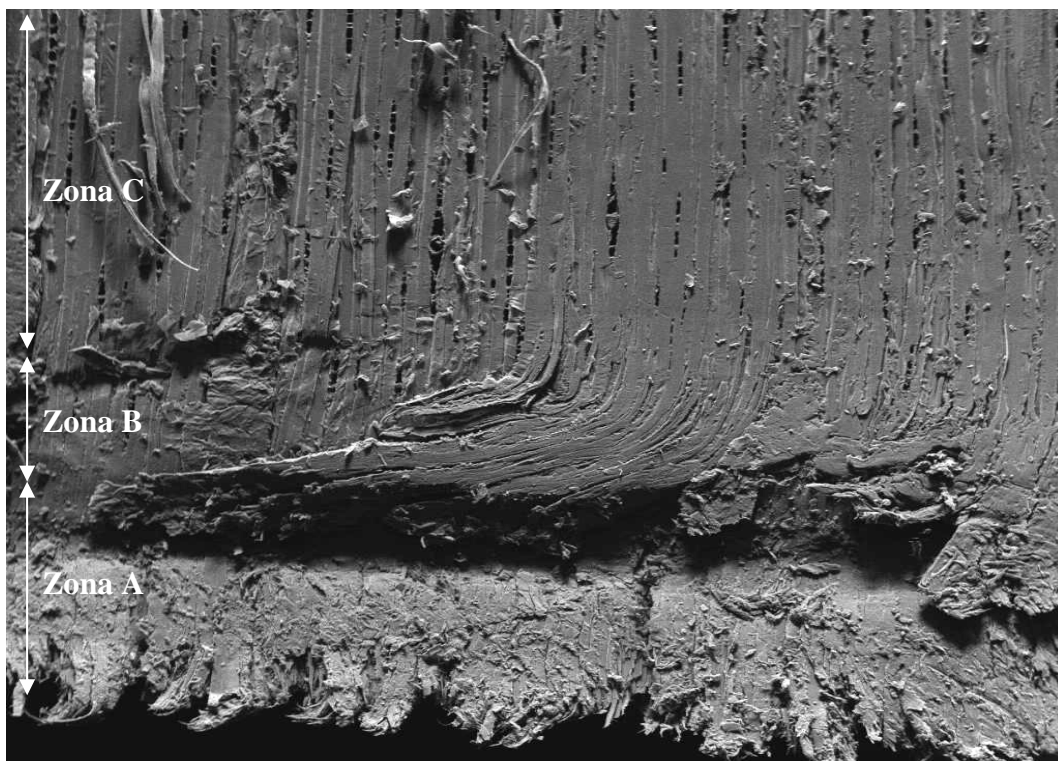


Figura 6.26. Superfície de fractura localizada na região da pré-fenda (x80).

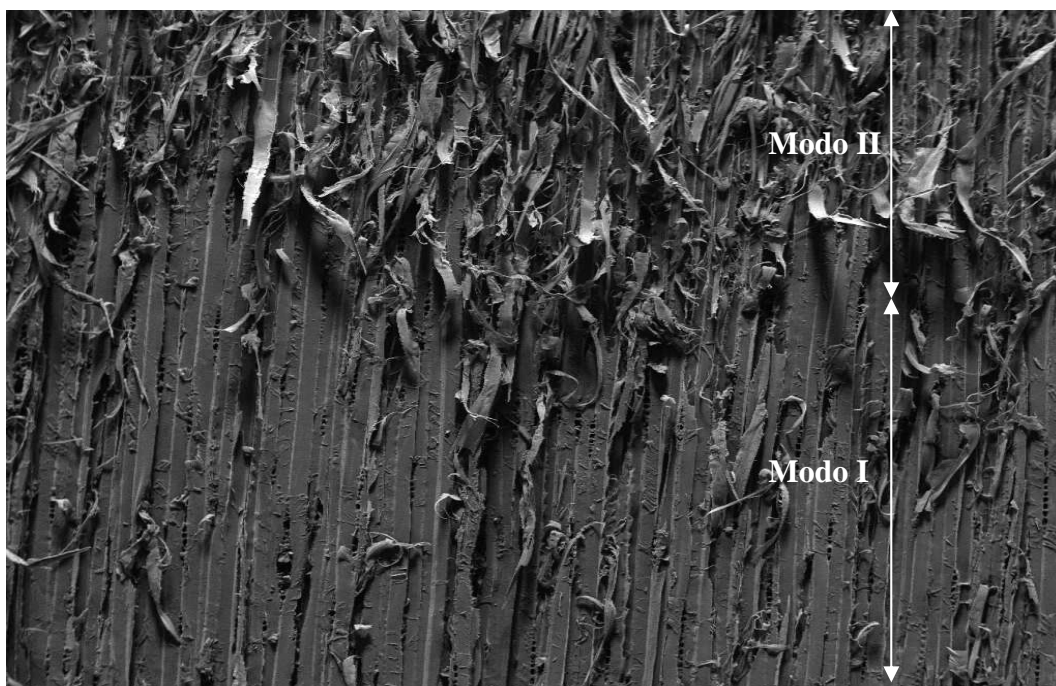
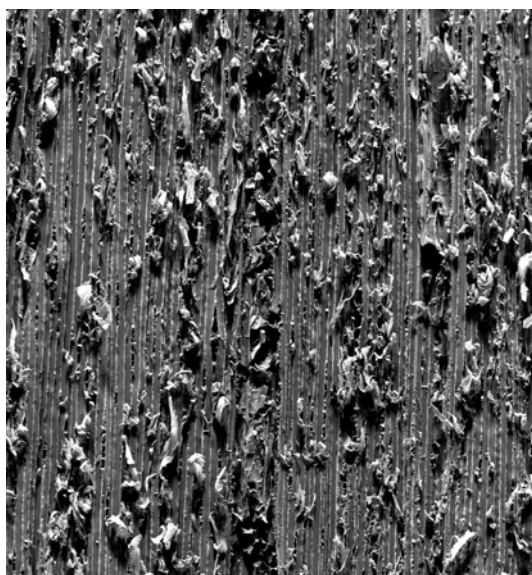
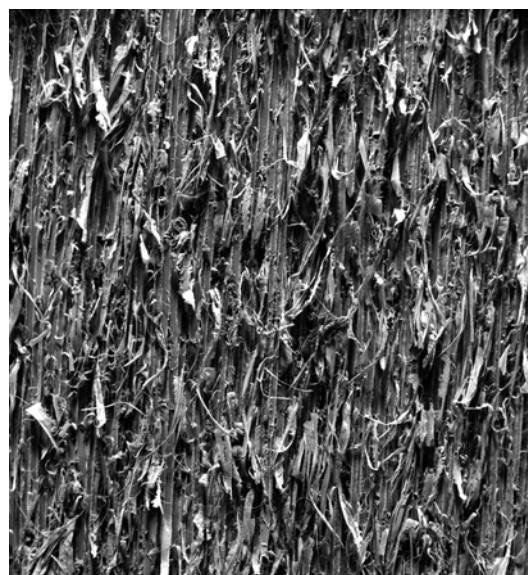


Figura 6.27. Transição entre as superfícies de fractura em modo I e em modo II (x80).



(a)



(b)

Figura 6.28. Detalhes da superfície de fractura em modo II: (a) lenho final e (b) lenho inicial (x80).

6.4.4. Comparação entre resultados experimentais e numéricos

Com o objectivo de validar o MCFTV, foram elaborados modelos de elementos finitos com as dimensões reais, o módulo de elasticidade longitudinal (E_L) e o valor de G_{IIc} de cada provete ensaiado. Desta forma, comparam-se as curvas $P-\delta$ numéricas e experimentais, bem como as curvas- R numéricas e experimentais. Como se pode observar pela figura 6.29 as

curvas P - δ obtidas por via experimental e numérica apresentam uma boa concordância entre si. As curvas- R foram obtidas a partir da aplicação da equação (4.46) e das curvas P - δ . A partir da figura 6.30 pode-se concluir que o modelo de elementos finitos retrata perfeitamente o comportamento experimental da curva- R .

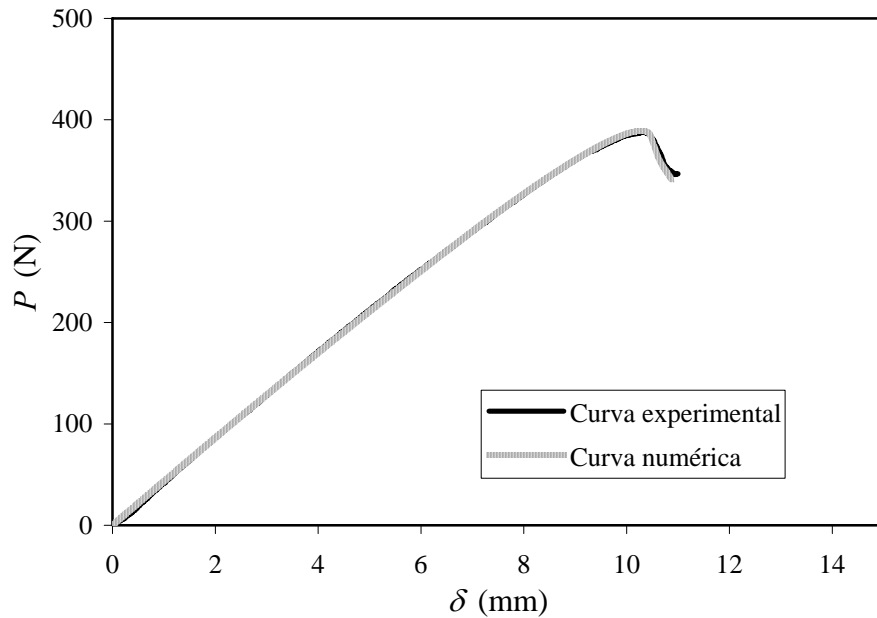


Figura 6.29. Comparação entre as curvas P - δ experimental e numérica (provete 13).

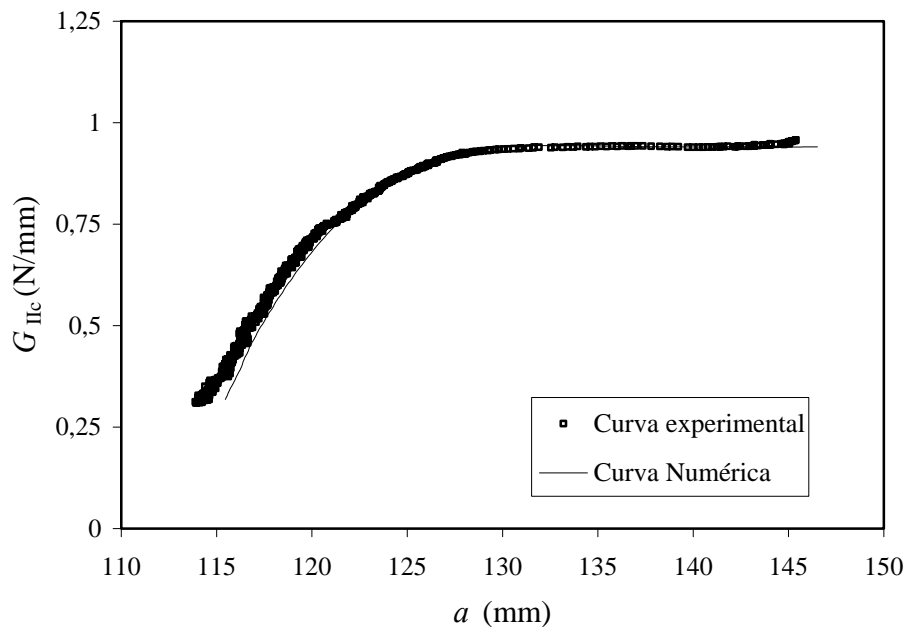


Figura 6.30. Comparação entre as curvas- R experimental e numérica (provete 13).

Tabela 6.4. Resumo dos resultados experimentais e numéricos obtidos para todos os provetes ELS.

Provete	Resultados experimentais			Resultados numéricos			Variação relativa		
	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}
	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(%)	(%)	(%)
1	387,84	0,359	1,041	390,09	0,366	1,030	0,579	1,845	-1,046
2	338,28	0,184	0,763	337,29	0,184	0,745	-0,293	0,101	-2,302
3	394,92	0,108	1,080	392,17	0,106	1,081	-0,696	-2,269	0,106
4	344,76	0,429	0,822	337,94	0,449	0,813	-1,980	4,397	-1,044
5	449,76	0,332	1,148	461,05	0,335	1,142	2,511	0,822	-0,526
6	349,44	0,278	1,163	354,60	0,267	1,151	1,475	-4,151	-1,007
7	362,16	0,335	1,108	354,57	0,341	1,090	-2,095	1,740	-1,657
8	349,56	0,417	0,936	348,12	0,420	0,918	-0,412	0,858	-1,978
9	390,72	0,385	1,150	384,35	0,412	1,140	-1,631	6,365	-0,905
10	342,24	0,372	0,855	344,39	0,376	0,846	0,629	1,187	-1,079
11	350,52	0,441	0,815	354,09	0,459	0,810	1,019	4,025	-0,577
12	352,20	0,510	0,911	352,21	0,502	0,904	0,004	-1,643	-0,675
13	387,96	0,309	0,922	389,11	0,313	0,913	0,296	1,255	-0,976
14	292,92	0,193	0,733	298,41	0,200	0,734	1,873	3,798	0,186
15	381,24	0,194	1,092	385,27	0,197	1,084	1,056	1,431	-0,778
16	394,44	0,252	1,031	391,66	0,252	1,025	-0,706	-0,022	-0,655
17	368,52	0,333	0,843	361,67	0,333	0,849	-1,859	0,002	0,656
18	329,64	0,350	0,754	331,22	0,362	0,747	0,480	3,346	-0,885
19	349,32	0,281	0,680	342,63	0,279	0,669	-1,915	-0,565	-1,687
Média	364,02	0,32	0,94	363,73	0,32	0,93	0,09	1,26	0,89
I. C. ¹	±15,03	±0,05	±0,07	±15,52	±0,05	±0,07			
C. V. ²									
(%)	9,18	31,78	16,85	9,49	32,37	16,90			

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

Por observação da tabela 6.4 pode-se constatar a boa concordância existente entre os resultados experimentais e numéricos. É de salientar que as diferenças relativas médias entre os valores experimentais e numéricos de P_{\max} , G_{IIini} e G_{IIc} são inferiores a 1,5%. Estes resultados confirmam a validade do MCFTV e a aplicabilidade do ensaio ELS para a caracterização à fractura em modo II da madeira no sistema de propagação RL.

6.5. COMPORTAMENTO À FRACTURA EM MODO II: ENSAIO 4ENF

6.5.1. Procedimento experimental

A geometria e as dimensões nominais utilizadas para o fabrico dos provetes 4ENF encontram-se definidas na secção 4.4. À semelhança dos ensaios anteriores, procedeu-se antes da realização dos ensaios de fractura à determinação das dimensões reais de cada provete. Este procedimento permite diminuir o erro na obtenção das propriedades de fractura em modo II.

O provete 4ENF foi colocado num dispositivo de ensaios de flexão em quatro pontos, constituído por dois apoios e dois elementos actuadores (Figura 6.31), de forma cilíndrica e com um diâmetro igual a 10 mm. De acordo com Schuecker *et al.* (2000) e com o trabalho numérico apresentado na secção 4.4, o atrito num ensaio 4ENF assume um papel relevante. De facto, os resultados das simulações por elementos finitos, apresentados em 4.4.5, registaram no valor de G_{IIc} um aumento de 3,8% e 4,2% para os casos dos coeficientes de atrito $\mu=0,5$ e $\mu=1$, respectivamente. Assim, de forma a minimizar o efeito do atrito, foram inseridas na região da pré-fenda duas folhas de Teflon[®], previamente lubrificadas e com uma espessura igual a 0,01 mm.

Como sucedeu nos ensaios ENF e ELS, a medição rigorosa do comprimento de fenda (a) durante a execução experimental de um ensaio 4ENF é de difícil execução (Figura 6.32). Como se pode ver na figura 6.32, a extremidade da fenda já ultrapassou as linhas de referência 1 e 2 previamente marcadas no provete. Contudo, a sua localização exacta é impossível de definir, prevendo-se que esta esteja dentro da região circunscrita pelo detalhe 1 da figura 6.32. Estes problemas experimentais fazem com que o MCF seja inadequado para a determinação das propriedades de fractura em modo II. Deste modo, a metodologia de tratamento de resultados MTV tem um papel fundamental na caracterização à fractura da madeira em modo II, uma vez que não necessita da medição experimental do valor de a .

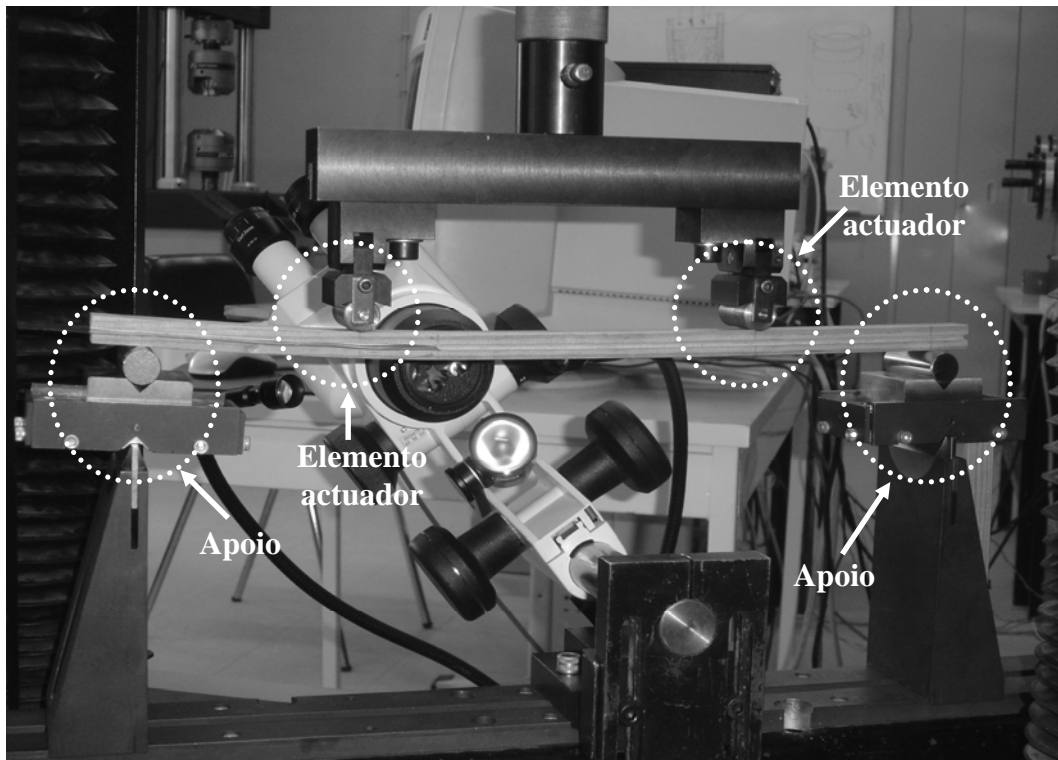


Figura 6.31. Dispositivo experimental utilizado para a execução dos ensaios 4ENF.

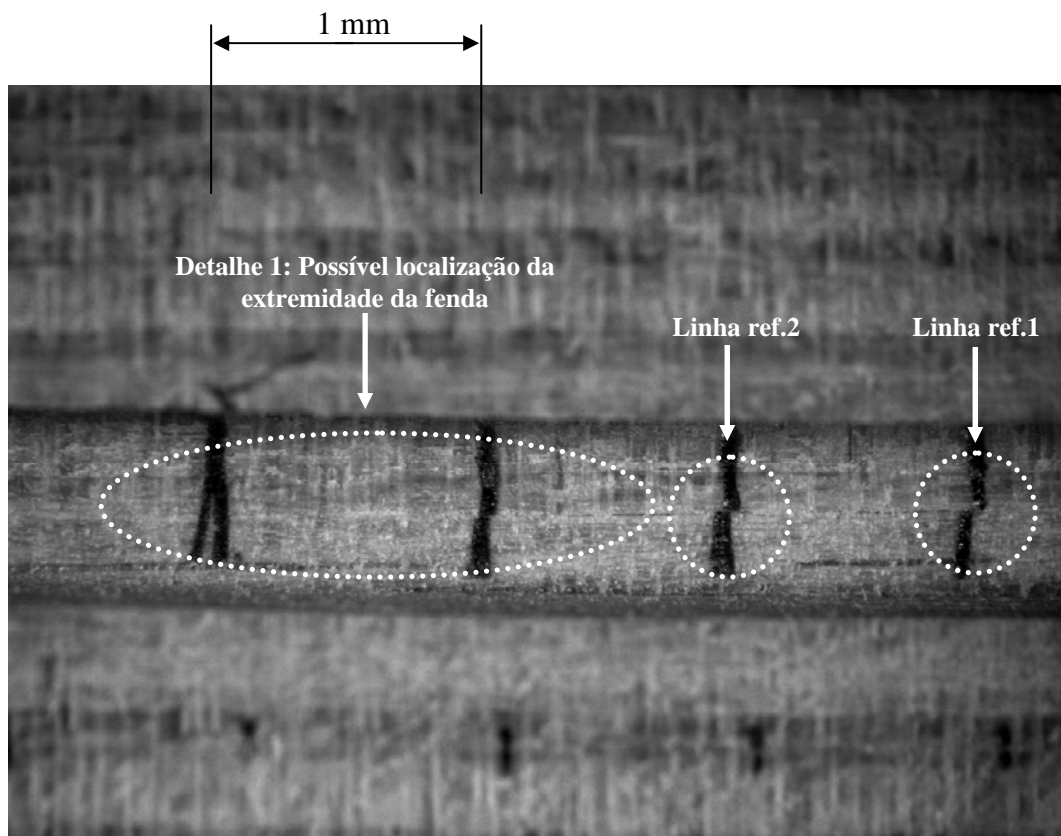


Figura 6.32. Imagem obtida por microscópio sobre o processo de propagação de fenda num provete 4ENF.

6.5.2. Apresentação dos resultados dos ensaios mecânicos

Nesta campanha de ensaios de fractura foram testados trinta e sete provetes (Figura 6.33). Como se pretende ilustrar no detalhe 1 da figura 6.34, nalguns provetes ocorreu a rotura dos braços por flexão, na vizinhança da extremidade da fenda. Os provetes com este modo de rotura foram eliminados no posterior tratamento de resultados.

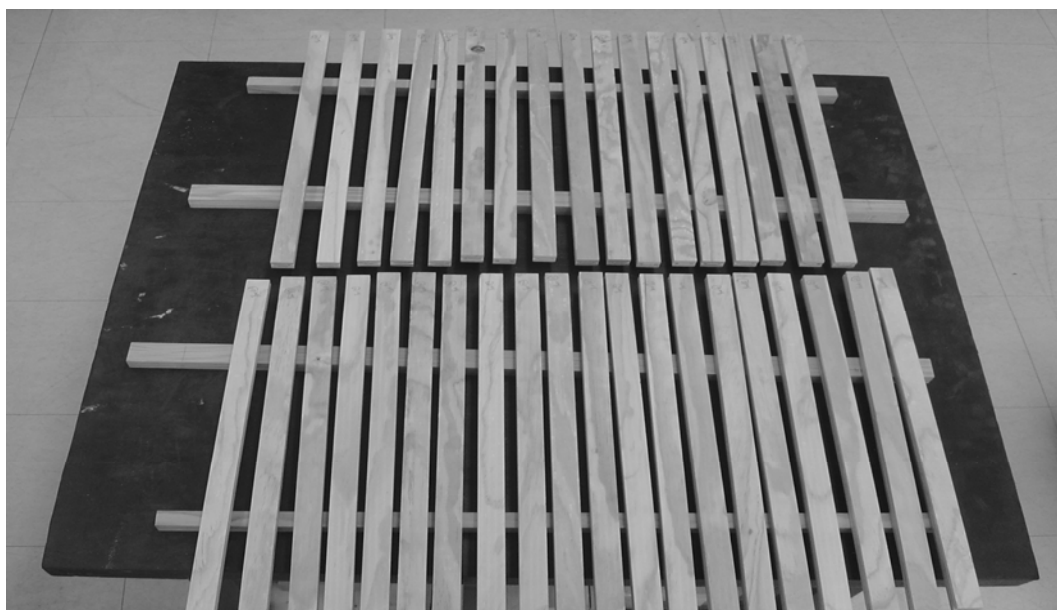


Figura 6.33. Conjunto de trinta e sete provetes 4ENF ensaiados para a determinação das propriedades de fractura em modo II.

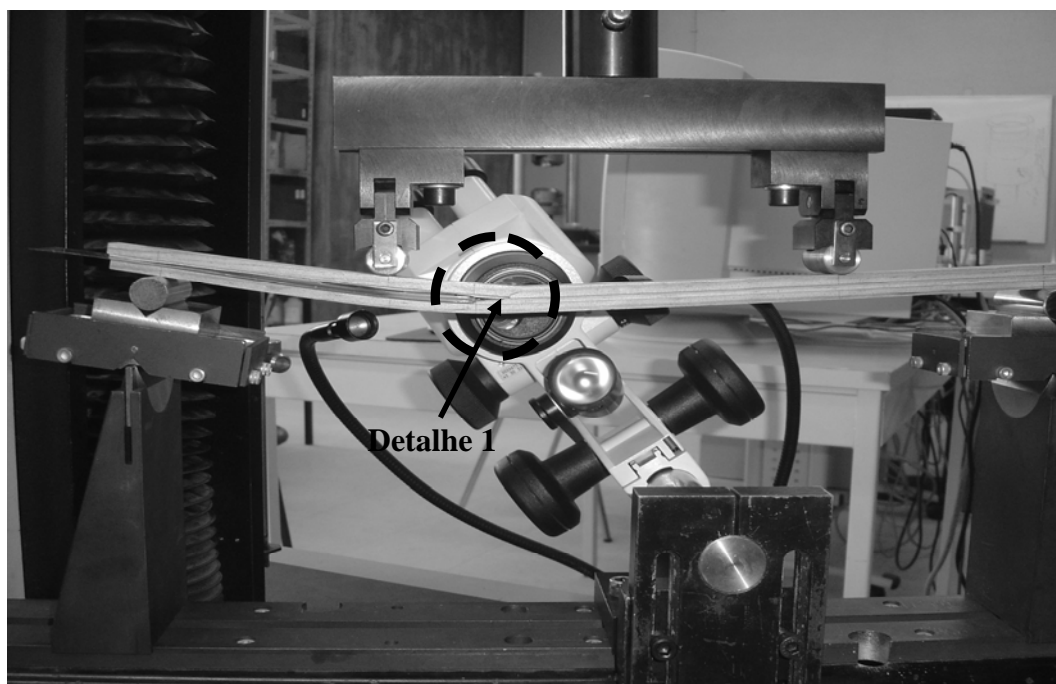


Figura 6.34. Rotura dos braços verificada em alguns provetes 4ENF.

Na figura 6.35 pode-se observar o conjunto de curvas P - δ obtidas a partir dos ensaios de fractura realizados nos provetes 4ENF. O desvio de linearidade registado nestas curvas, antes de alcançada a força máxima ($P_{\text{máx}}$), pode ser atribuído ao desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda e a um eventual efeito parasita na medição do deslocamento. De facto, o deslocamento considerado foi o do travessão da máquina de ensaios, o que poderá conter eventuais erros devido à flexibilidade do dispositivo de ensaio. Está prevista uma nova campanha de ensaios em que o deslocamento será medido no provete recorrendo a um LVDT. As curvas- R , para todos os provetes considerados válidos, foram determinadas a partir da aplicação da equação (4.64) e dos dados referentes à curva P - δ experimental (Figura 6.36).

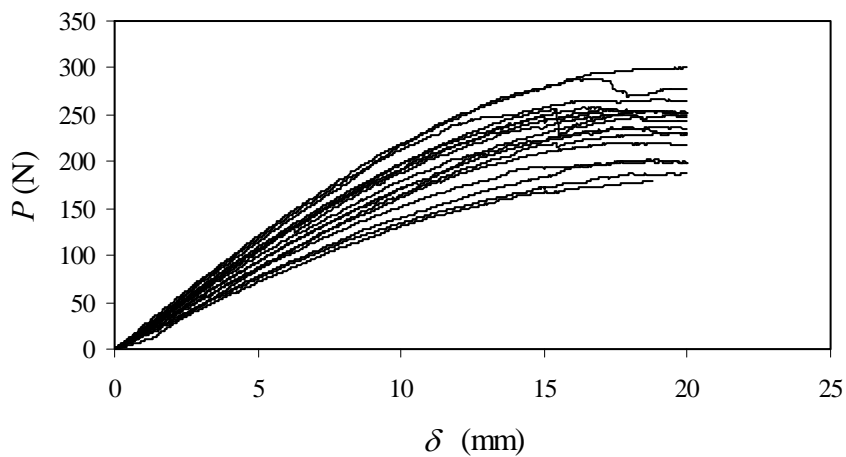


Figura 6.35. Curvas P - δ obtidas a partir dos ensaios 4ENF.

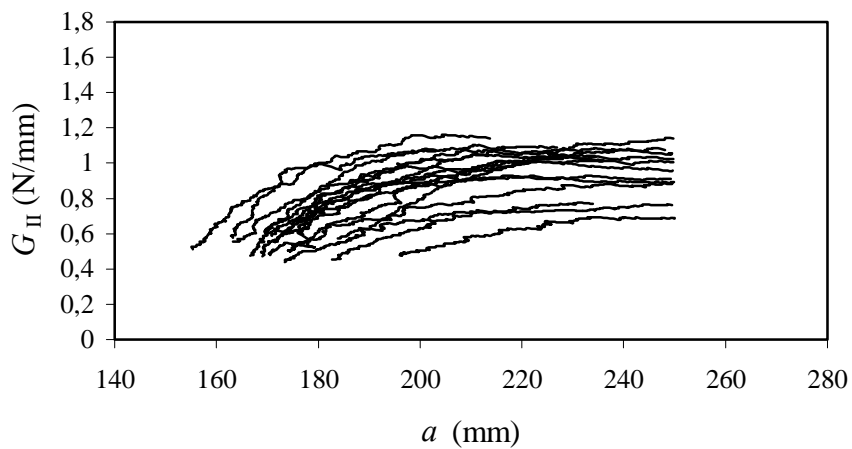


Figura 6.36. Curvas de resistência obtidas a partir da execução dos ensaios 4ENF.

Tabela 6.5. Resumo dos resultados experimentais obtidos a partir do provete 4ENF.

Provete	$P_{\text{máx}}$ (N)	ρ (g/cm ³)	$G_{\text{II ini}}$ (N/mm)	G_{IIc} (N/mm)
1	218,48	0,587	0,589	0,913
2	254,73	0,546	0,476	1,064
3	198,87	0,498	0,453	0,760
4	287,64	0,567	0,576	1,151
5	252,79	0,480	0,597	1,056
6	249,57	0,565	0,554	1,031
7	234,57	0,556	0,528	0,865
8	232,26	0,517	0,473	0,983
9	264,83	0,480	0,612	1,008
10	186,07	0,567	0,474	0,687
11	177,83	0,508	0,440	0,767
12	253,84	0,513	0,599	1,026
13	248,79	0,553	0,479	1,071
14	229,20	0,549	0,510	1,086
15	298,84	0,613	0,572	1,143
16	255,83	0,508	0,551	1,058
17	199,92	0,572	0,497	0,902
Média¹	237,88±15,08	0,54±0,02	0,53±0,03	0,97±0,06
C.V.² (%)	14,10	7,13	10,76	14,12

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

Na tabela 6.5 encontram-se reunidos os resultados obtidos a partir da execução dos ensaios experimentais. Com base no coeficiente de variação da massa volúmica dos provetes pode-se concluir que, o processo de selecção destes foi adequado e que a amostra ensaiada é homogénea. A adopção do critério NL, utilizado para os ensaios ENF e ELS, permitiu determinar o valor de $G_{\text{II ini}}$ para cada provete 4ENF. Assim sendo, para o conjunto de provetes ensaios o valor médio de $G_{\text{II ini}}$ é igual a 0,53 N/mm. Além disso, a partir dos ensaios 4ENF obteve-se um valor médio de G_{IIc} igual a 0,97 N/mm.

A dispersão dos valores obtidos para $G_{\text{II ini}}$ e G_{IIc} é aceitável (C.V. igual a 10,76% e 14,12%, respectivamente), tendo em conta que a madeira é um material de origem biológica.

Mesmo assim, procedeu-se a uma análise de regressão linear para avaliar qual a influência da densidade nestes valores. Com base neste estudo pode-se concluir que, a dispersão de valores observada para as propriedades de fractura em modo II (G_{IIini} e G_{IIc}) não é devida à densidade. De facto, a massa volúmica tem uma responsabilidade praticamente nula ($R^2=8E-07$) no valor de G_{IIini} (Figura 6.37). Por outro lado, a dispersão registada nos valores de G_{IIc} pode ser justificada apenas em 1,68% pela massa volúmica (Figura 6.38).

As superfícies de fractura dos provetes 4ENF foram observadas, à semelhança do efectuado para os ensaios anteriores, recorrendo para esse efeito à microscopia electrónica de varrimento. A partir desta análise verificou-se que a fractura do provete 4ENF se processou globalmente em modo II.

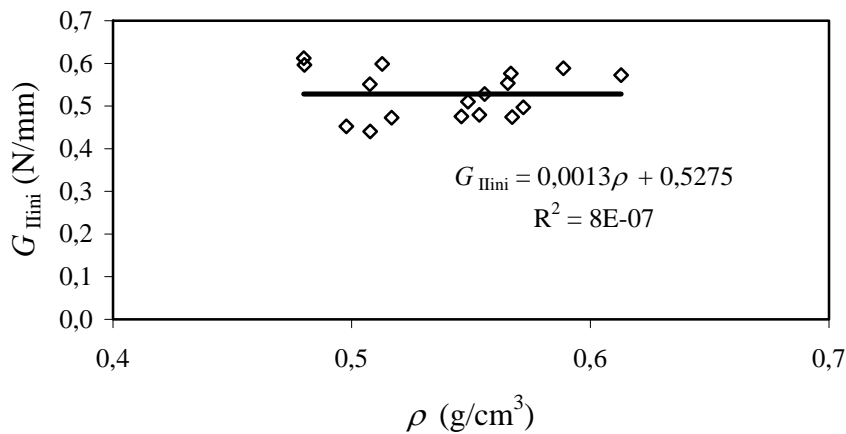


Figura 6.37. Influência da massa volúmica no valor de G_{IIini} .

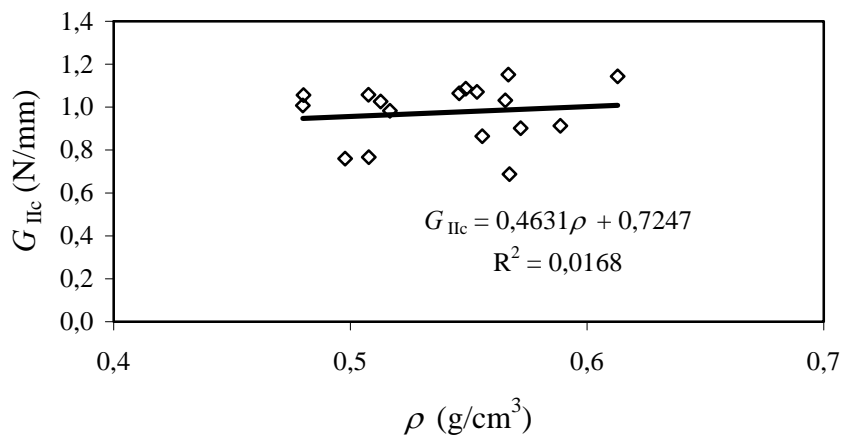


Figura 6.38. Influência da massa volúmica no valor de G_{IIc} .

6.5.3. Comparação entre os resultados experimentais e numéricos

A validação da metodologia de tratamento de resultados, utilizada para a determinação das propriedades de fractura em modo II foi efectuada através de uma comparação entre os resultados experimentais e numéricos. Na figura 6.39 pode-se observar que as curvas P - δ experimental e numérica apresentam um razoável acordo entre si. A determinação das curvas- R foi realizada de acordo com o procedimento descrito na secção 4.4.2.2 (Figura 6.40). As propriedades de fractura (G_{IIini} e G_{IIc}) obtidas experimentalmente e numericamente apresentam uma boa concordância entre si. Todavia, a iniciação e propagação de dano nestas curvas ocorre para diferentes valores de a . A este fenómeno pode estar aliado à já referida incorrecta monitorização do deslocamento (δ) durante a execução do ensaio experimental.

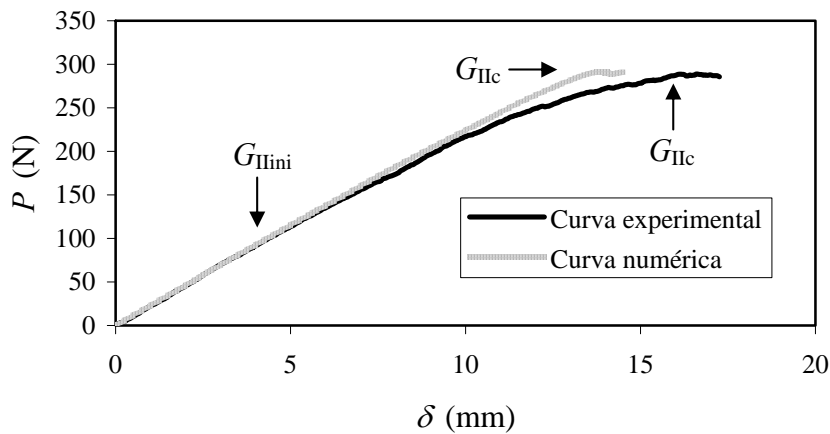


Figura 6.39. Comparação entre o comportamento das curvas P - δ experimental e numérico (provete 4).

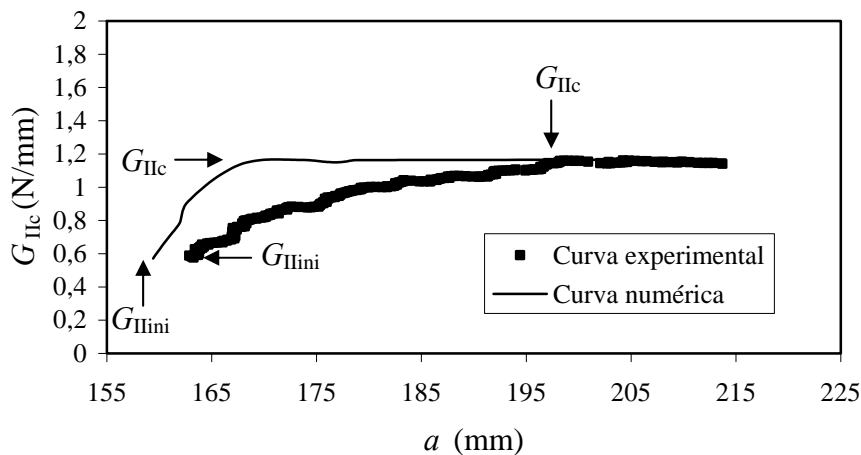


Figura 6.40. Comparação entre o comportamento das curvas- R experimental e numérico (provete 4).

Tabela 6.6. Resumo dos resultados experimentais e numéricos obtidos para todos os provetes 4ENF ensaiados.

Proвете	Resultados experimentais			Resultados numéricos			Variação relativa		
	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}	$P_{\text{máx}}$	$G_{\text{II ini}}$	G_{IIc}
	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(N)	(N/mm)	(N/mm)	(%)	(%)	(%)
1	218,48	0,589	0,913	222,85	0,583	0,934	-1,999	0,908	-2,336
2	254,73	0,476	1,064	258,35	0,473	1,088	-1,423	0,478	-2,257
3	198,87	0,453	0,760	203,34	0,448	0,781	-2,251	0,948	-2,793
4	287,64	0,576	1,151	289,99	0,571	1,158	-0,818	0,899	-0,598
5	252,79	0,597	1,056	258,51	0,581	1,076	-2,264	2,601	-1,872
6	249,57	0,554	1,031	253,84	0,546	1,060	-1,711	1,417	-2,761
7	234,57	0,528	0,865	239,40	0,521	0,890	-2,058	1,309	-2,939
8	232,26	0,473	0,983	235,80	0,470	1,001	-1,524	0,659	-1,773
9	264,83	0,612	1,008	269,94	0,610	1,037	-1,930	0,428	-2,869
10	186,07	0,474	0,687	192,26	0,460	0,704	-3,331	3,042	-2,388
11	177,83	0,440	0,767	181,74	0,435	0,789	-2,202	1,285	-2,889
12	253,84	0,599	1,026	255,50	0,605	1,053	-0,655	-0,974	-2,644
13	248,79	0,479	1,071	251,08	0,473	1,079	-0,921	1,249	-0,725
14	229,20	0,510	1,086	234,20	0,501	1,109	-2,180	1,807	-2,159
15	298,84	0,572	1,143	303,69	0,570	1,175	-1,623	0,356	-2,747
16	255,83	0,551	1,058	258,15	0,554	1,081	-0,907	-0,595	-2,159
17	199,92	0,497	0,902	203,68	0,491	0,923	-1,883	1,197	-2,310
Média	237,88	0,53	0,97	241,90	0,52	1,00	1,00	1,75	2,25
I. C. ¹	±15,08	±0,03	±0,06	±14,93	±0,03	±0,06			
C. V. ²									
(%)	14,10	10,76	14,12	13,72	11,10	13,84			

¹ Intervalo de confiança a um nível de significância de 95%;

² Coeficiente de variação (C.V.).

Com base na comparação entre os resultados experimentais e numéricos presente na tabela 6.6 pode-se concluir que existe um bom acordo entre estes, uma vez que as variações relativas médias entre os valores experimentais e numéricos de $P_{\text{máx}}$, G_{IIini} e G_{IIc} são inferiores a 2,5%. Consequentemente, estes resultados confirmam a validade do MTV, bem como a adequabilidade do ensaio 4ENF para a determinação das propriedades de fractura em modo II.

6.6. CONCLUSÕES

Os ensaios experimentais efectuados nos provetes ENF, ELS e 4ENF evidenciaram a impossibilidade de determinar com rigor o valor do comprimento de fenda (a). Deste modo, pode-se concluir que as metodologias de tratamento de resultados baseadas na medição do valor de a durante a execução de um ensaio experimental, podem introduzir erros significativos nos valores das propriedades de fractura em modo II. De modo a contornar este obstáculo nos ensaios ENF e ELS, foi desenvolvido um novo método de tratamento de resultados denominado por MCFTV. Por outro lado, no ensaio 4ENF as propriedades de fractura em modo II foram obtidas a partir do MTV. A validade destes métodos foi verificada através de uma comparação entre os resultados experimentais e os resultados numéricos. Desta comparação obtiveram-se para os ensaios ENF e ELS erros médios entre os valores experimentais e numéricos de P_{\max} , G_{IIini} e G_{IIc} inferiores a 2% e 1,5%, respectivamente. Esta boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos mantém-se no caso do ensaio 4ENF, uma vez que os erros médios entre os valores experimentais e numéricos de P_{\max} , G_{IIini} e G_{IIc} são inferiores a 2,3%.

As superfícies de fractura dos provetes ENF, ELS e 4ENF foram observadas por microscopia electrónica de varrimento. A partir desta análise verificou-se que a fractura destes provetes se processou globalmente em modo II.

Recorrendo ao critério NL, obteve-se nos ensaios ENF, ELS e 4ENF valores de G_{IIini} iguais a 0,57, 0,32 e 0,53 (N/mm), respectivamente. De acordo com o intervalo de confiança, com um nível de significância de 95%, pode-se afirmar que os ensaios ENF e 4ENF permitem obter o mesmo valor de G_{IIini} . O mesmo não se pode concluir em relação ao valor de G_{IIini} obtido através do provete ELS, uma vez que este valor é bastante inferior ao determinado nos ensaios ENF e 4ENF. Este facto, pode indicar que o início do comportamento não linear nos ensaios ELS pode estar associado à não linearidade geométrica e não propriamente ao início da propagação de dano, inviabilizando assim a determinação de G_{IIini} através do ensaio ELS.

A partir da execução dos ensaios experimentais nos provetes ENF, ELS e 4ENF obtiveram-se valores médios de G_{IIc} iguais a 0,91, 0,94 e 0,97 (N/mm), respectivamente. Atendendo ao intervalo de confiança e ao nível de significância usado, pode-se concluir que os três ensaios de fractura permitem obter, aproximadamente, o mesmo valor de G_{IIc} , para a mesma espécie de madeira e para o mesmo sistema de propagação de fenda (sistema RL). Todavia, convém referir que o valor fornecido pelo ensaio 4ENF será eventualmente sempre

ligeiramente superior aos fornecidos pelos outros ensaios, devido à maior preponderância do efeito de atrito (ver secção 4.45).

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO

Nesta dissertação analisaram-se vários ensaios e diferentes métodos de tratamento de resultados para a determinação das propriedades de fractura da madeira de *Pinus pinaster*, em modo II e em modo III, para o sistema de propagação de fendas RL. Para o efeito recorreu-se à simulação por elementos finitos e a ensaios experimentais de caracterização à fractura. A validação dos resultados obtidos para cada ensaio foi efectuada através de uma comparação entre os resultados experimentais e numéricos. As conclusões obtidas foram sendo expostas nos capítulos anteriores, pelo que aqui nos limitamos a reuni-las de uma forma sintética.

- [1] A partir da revisão bibliográfica pode-se concluir que os estudos com vista à determinação das propriedades de fractura em modo II e em modo III na madeira se encontram num estado inicial, não existindo ainda ensaios normalizados para esse efeito.
- [2] Com base na análise por elementos finitos dos ensaios ENF, ELS e 4ENF verificou-se que a presença de modo II na frente da fenda era de 99,8%, 99,5% e 99,3%, respectivamente. Assim sendo, pode-se concluir que as geometrias propostas para estes provetes são adequadas para a determinação das propriedades de fractura em modo II.
- [3] Foi elaborado um estudo por elementos finitos dos ensaios ENF, ELS e 4ENF, de forma a avaliar a influência da resistência ao corte, entre os valores limites de 12

MPa e 25 MPa, sobre as curvas $P-\delta$ e $G_{IIc}=f(a)$. Desta análise concluiu-se que o comportamento destas curvas é praticamente insensível à variação da resistência ao corte. Adicionalmente, foi examinada a influência do atrito nos referidos ensaios, tendo sido considerada a existência de atrito entre as faces da pré-fenda dos provetes e, nas superfícies geradas durante a propagação da fenda. Nos ensaios ENF e ELS o efeito do atrito é desprezável, pelo menos para os coeficientes de atrito examinados ($\mu=0$, $\mu=0,5$ e $\mu=1$). Contudo, o mesmo não se verificou no caso do provete 4ENF, para o qual se constatou um aumento no valor de G_{IIc} de 3,8% e 4,2%, para os casos de $\mu=0,5$ e $\mu=1$, respectivamente.

- [4] Foi desenvolvida uma nova metodologia de tratamento de resultados, Método da Calibração da Flexibilidade baseado na Teoria de Vigas (MCFTV), com o intuito de determinar o valor de G_{IIc} nos ensaios ENF e ELS. Este método assume um papel fundamental na determinação de G_{IIc} , uma vez que não necessita da medição do valor de a e contempla o efeito do desenvolvimento de uma ZPF na extremidade da fenda. No ensaio ENF o método proposto evita a medição prévia do módulo de young na direcção longitudinal. No ensaio ELS permite contemplar as dificuldades experimentais inerentes à impossibilidade de garantir um encastramento perfeito do provete durante a execução de um ensaio.
- [5] Com base nos resultados numéricos obtidos para o ensaio 4ENF, pode-se concluir que as metodologias de tratamento de resultados usadas (MCF e MTV) se mostraram globalmente adequadas para a determinação de G_{IIc} . O MCF sobrestima ligeiramente o valor de G_{IIc} . Por sua vez o MTV apresenta excelentes resultados, quando comparados com o valor de referência de G_{IIc} previamente introduzido no modelo de dano.
- [6] No estudo por elementos finitos dos ensaios ECT e 4ENF_{III}, procedeu-se inicialmente à determinação dos perfis de distribuição das taxas de libertação de energia nos modos I, II e III. No provete ECT verificou-se que as taxas de libertação de energia G_I , G_{II} e G_{III} representam 0,68%, 12,17% e 87,15% do valor de G_{TOTAL} , respectivamente. Enquanto isso, o provete 4ENF_{III} é caracterizado por apresentar uma componente de G_{II} importante e igual a 34,30% de G_{TOTAL} . A partir destes resultados concluiu-se que o ensaio 4ENF_{III} é inadequado para a determinação das

propriedades de fractura em modo III. Este facto conduziu à exclusão deste ensaio do trabalho posterior.

- [7] Da análise por elementos finitos do provete ECT verificou-se que a propagação de fenda ocorria após a força máxima ($P_{\text{máx}}$) e para um valor de força ($P_{\text{propag.}}$). Este fenómeno constitui um problema experimental, uma vez que é impossível em termos experimentais a identificação na curva P - δ do ponto correspondente ao início da propagação de fenda. Este facto promoveu o interesse em avaliar a influência dos valores de $P_{\text{máx}}$ e de $P_{\text{propag.}}$ no valor de G_{IIIc} . Deste estudo verificou-se que, quando se utiliza como metodologia de tratamento de resultado o MCF, se pode utilizar o valor de $P_{\text{máx}}$ em detrimento do valor de $P_{\text{propag.}}$, sem que isso influencie significativamente no valor de G_{IIIc} . O mesmo não se pode afirmar em relação ao Método baseado na Teoria das Placas (MTP), pois neste caso a consideração de $\delta(P_{\text{máx}})$ subestima o valor de G_{IIIc} em cerca de 5%.
- [8] Os ensaios experimentais efectuados nos provetes ENF e ELS evidenciaram a impossibilidade de medir com rigor o valor de a . Assim sendo o MCFTV, desenvolvido nesta dissertação, é uma metodologia de tratamento de resultados capaz de contornar esta dificuldade experimental. A aplicabilidade do MCFTV foi verificada nos provetes ENF e ELS, através de uma comparação entre os resultados experimentais e os resultados numéricos obtidos a partir dos modelos de elementos finitos. No caso do provete ENF obtiveram-se erros médios entre os valores experimentais e numéricos de P_{max} , G_{IIini} e G_{IIc} inferiores a 2%. Esta boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos mantém-se no caso do provete ELS, uma vez que para este provete os erros médios entre os valores experimentais e numéricos de P_{max} , G_{IIini} e G_{IIc} são inferiores a 1,5%. Estes resultados confirmam a validade do MCFTV, bem como a aplicabilidade dos ensaios ENF e ELS para a caracterização à fractura em modo II da madeira.
- [9] Os resultados dos ensaios 4ENF revelaram, à semelhança do ocorrido para os provetes ENF e ELS, a impossibilidade de observar com rigor a localização da extremidade da fenda. Este facto faz com que as metodologias de tratamento de resultados dependentes da medição do valor de a para determinar o valor de G_{IIc} sejam inadequadas. Deste modo, o MTV assume-se como uma metodologia capaz de

suprimir estas dificuldades, uma vez que não necessita da monitorização do valor de a para determinar G_{IIc} . Com o objectivo de validar o MTV procedeu-se a uma comparação entre os resultados experimentais e numéricos, para os valores de P_{max} , G_{IIini} e G_{IIc} . A partir deste estudo verificou-se que os erros médios entre os valores experimentais e numéricos de P_{max} , G_{IIini} e G_{IIc} são inferiores a 2,3%. Estes resultados validam assim a utilização do MTV para a determinação das propriedades de fractura em modo II, a partir de um ensaio 4ENF.

Na continuidade imediata do trabalho que foi efectuado, e cujas conclusões fundamentais acabamos de salientar, propomos a seguintes tarefas de investigação:

- [1] Execução a breve prazo de ensaios de caracterização à fractura em modo III, utilizando as dimensões nominais para o provete ECT presentes no capítulo V. A realização destes ensaios permitirá verificar a validade das conclusões prévias obtidas numericamente, e promover eventuais correcções ao dispositivo experimental já projectado e à geometria dos provetes.
- [2] Identificar ensaios e propor metodologias de tratamento de resultados que permitam determinar as propriedades de fractura da madeira de *Pinus pinaster*, nos modos mistos de fractura I+II, I+III e I+II+III. De facto, numa estrutura real sujeita a solicitações multidireccionais é improvável a ocorrência de fractura em modos puros. Torna-se assim fundamental o estabelecimento de critérios de modo misto que permitam avaliar a influência da combinação de modos no comportamento à fractura de estruturas.

Apêndice A

Desenhos técnicos do dispositivo de ensaio ECT

Neste anexo pode-se consultar os desenhos técnicos do dispositivo de ensaio ECT. A cada peça constituinte deste dispositivo está relacionado um número de referência (Tabela A.1). Na figura A.1 pode-se visualizar a localização destes elementos no dispositivo ECT global.

Tabela A.1. Correspondência entre o número de referência e a designação da peça.

<i>Referência</i>	<i>Designação da peça</i>
1	Base
2	Base de apoio
3	Guia
4	Coluna de apoio
5	Coluna de deslocamento
6	Base instron
7	Pernos de alinhamento
8	Parafuso de apoio
9	Actuador de deslocamento

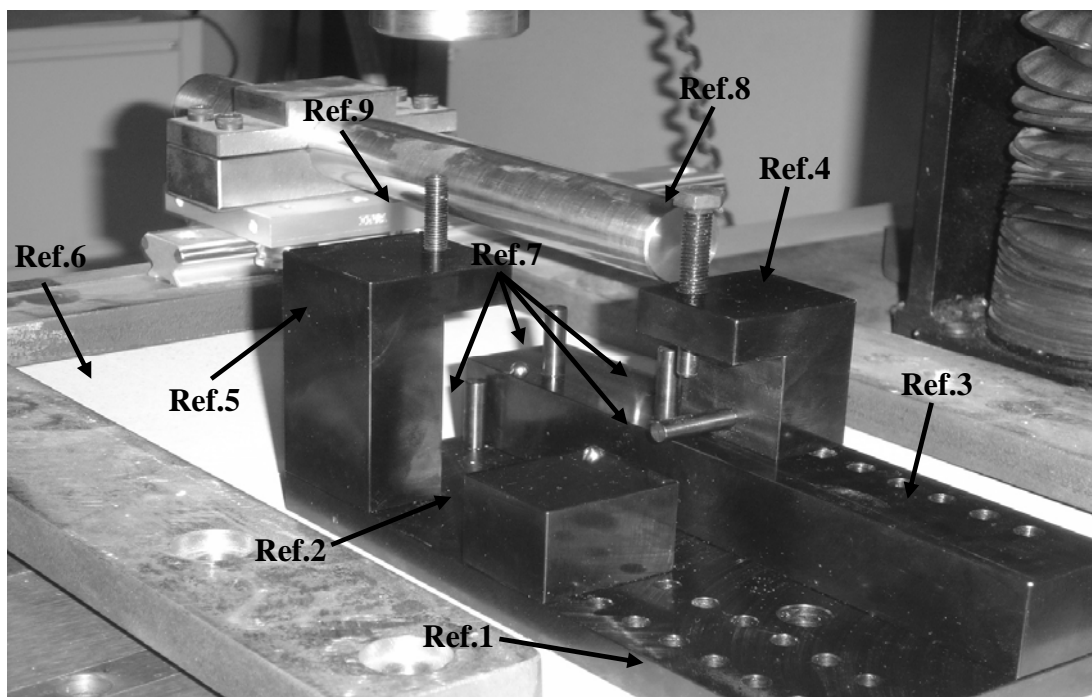
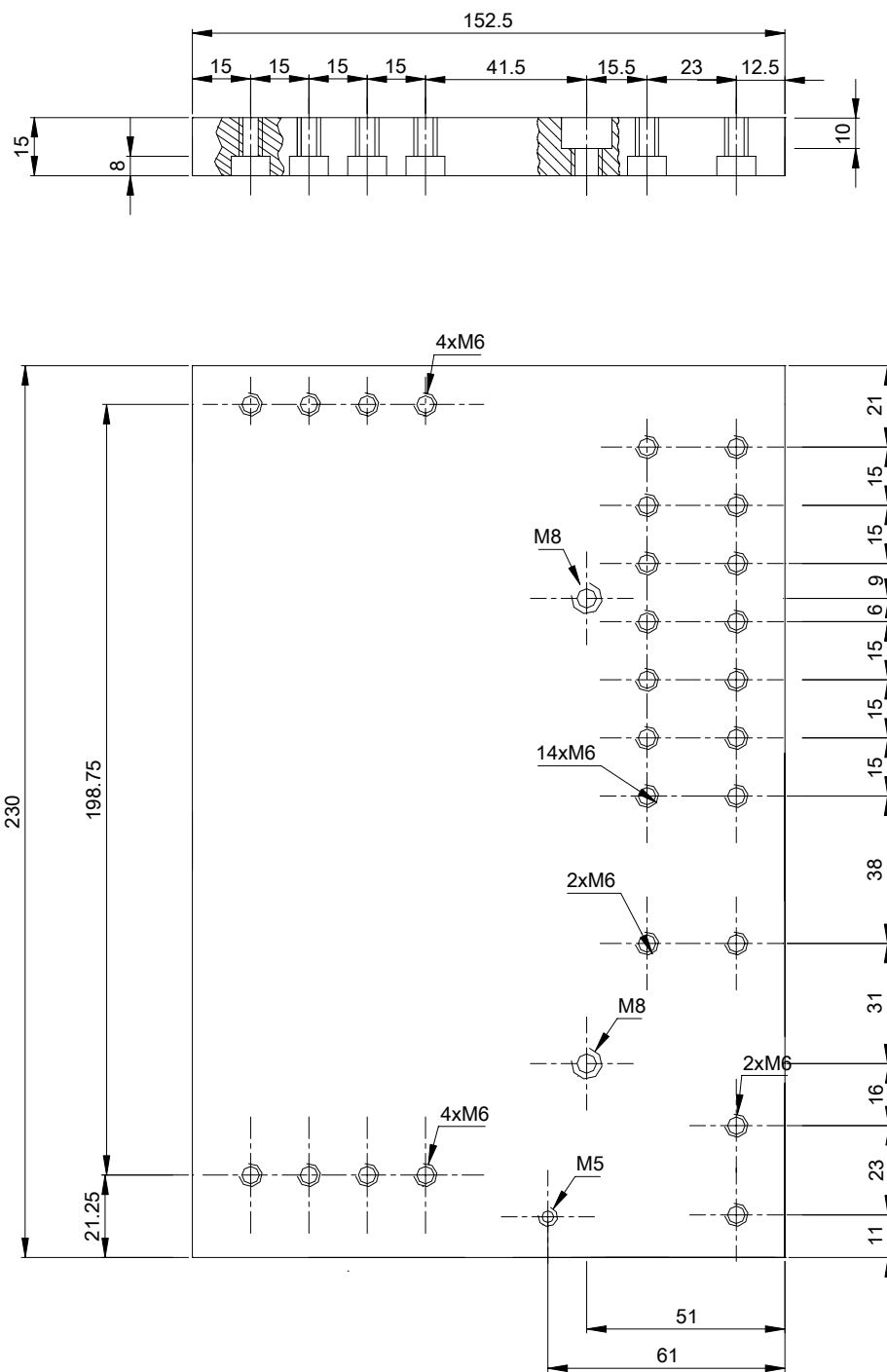
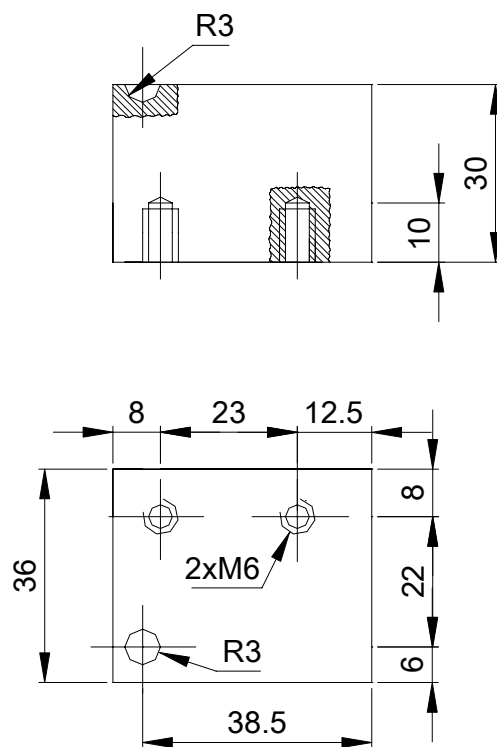


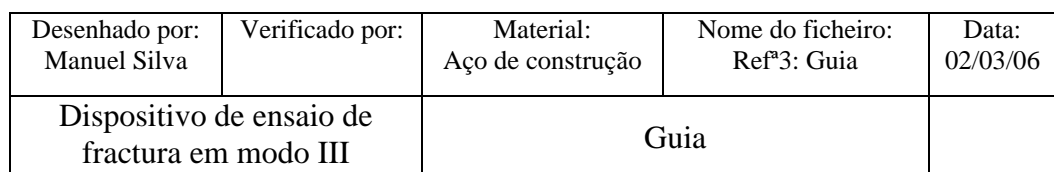
Figura A.1. Dispositivo de ensaio experimental ECT.

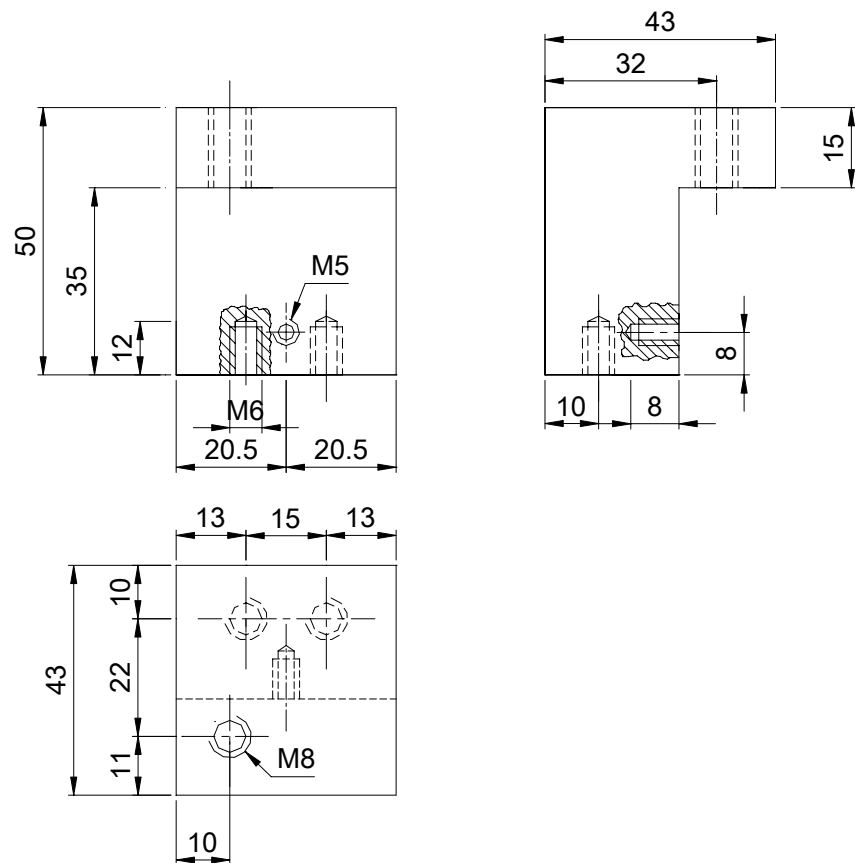


Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^a 1: Base	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Base		

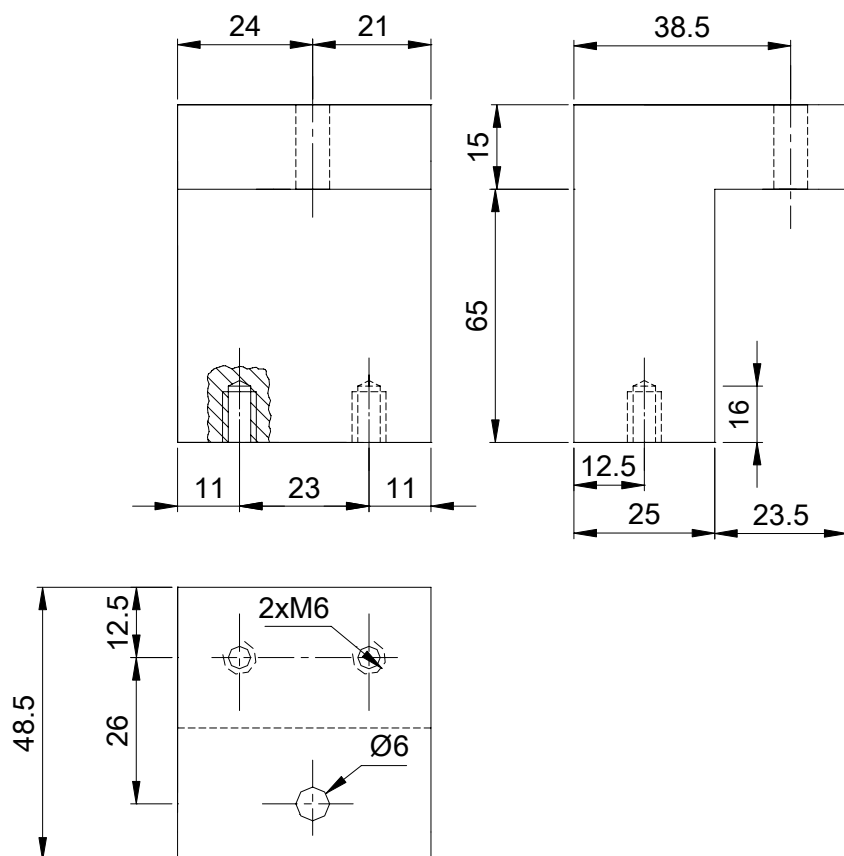


Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^a 2: Base de apoio	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Base de apoio		

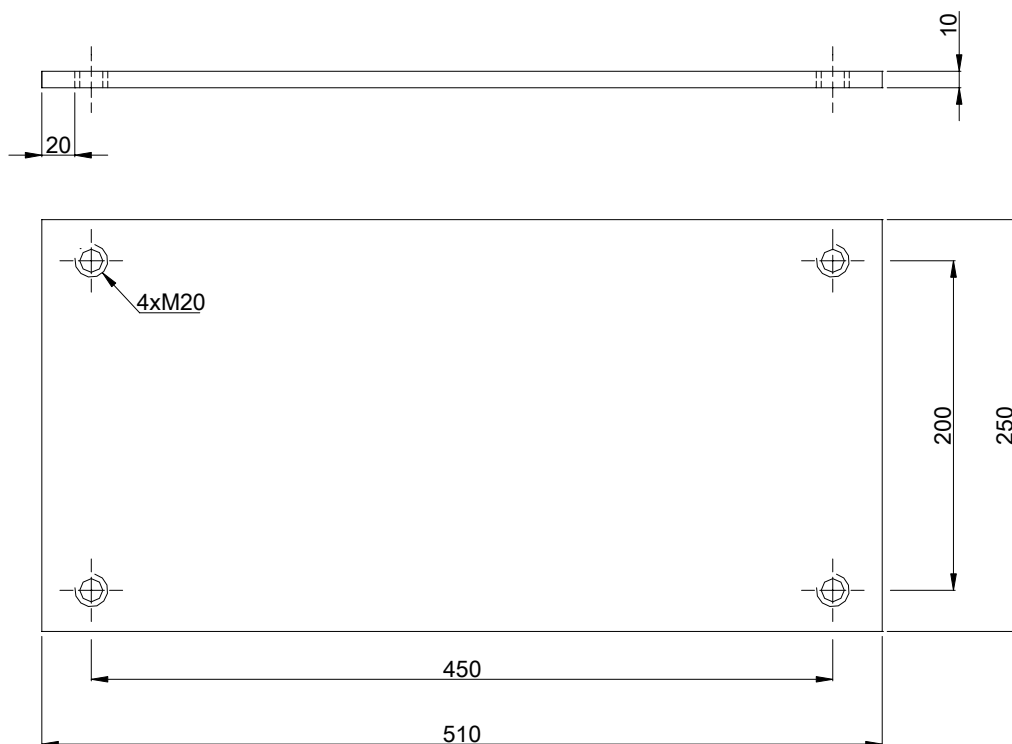




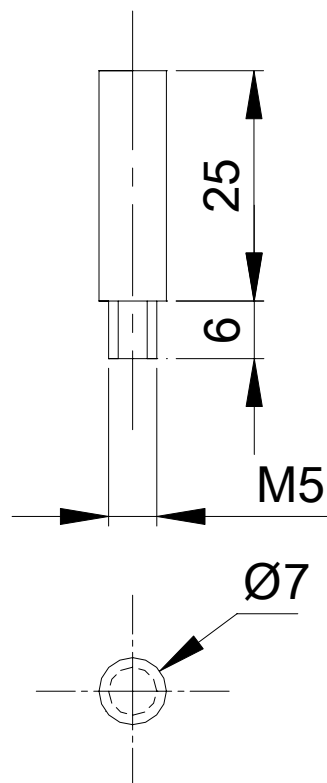
Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Refª4: Coluna de apoio	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Coluna de apoio		



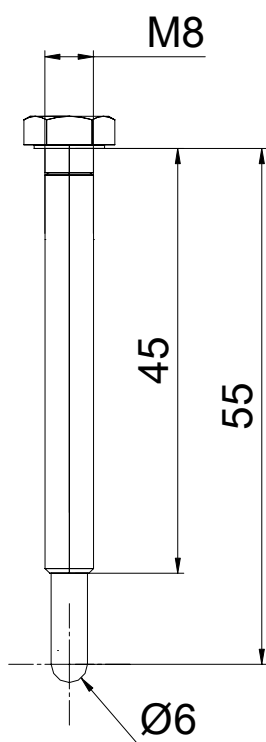
Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^o 5: Coluna de deslocamento	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Coluna de deslocamento		



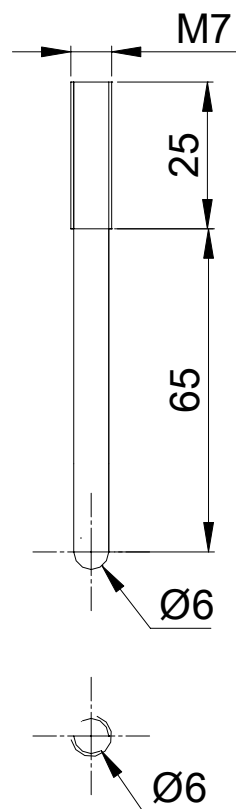
Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Refª6: Base instron	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Base instron		



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^o 7: Pernos de alinhamento	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Pernos de alinhamento		



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ⁸ : Parafuso de apoio	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Parafuso de apoio		



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^o 9: Actuador de deslocamento	Data: 02/03/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo III		Actuador de deslocamento		

Apêndice B

Desenhos técnicos do dispositivo de ensaio ELS

Apresentam-se neste anexo os desenhos técnicos da base (Elemento 1, Ref.1), da placa de aperto inferior (Elemento 4, Ref.2) e da placa de aperto superior (Elemento 5, Ref.3). Estes elementos constituintes do dispositivo de ensaio foram desenvolvidos nesta dissertação. Na figura B.1 pode-se visualizar a localização destes elementos no dispositivo ELS global.

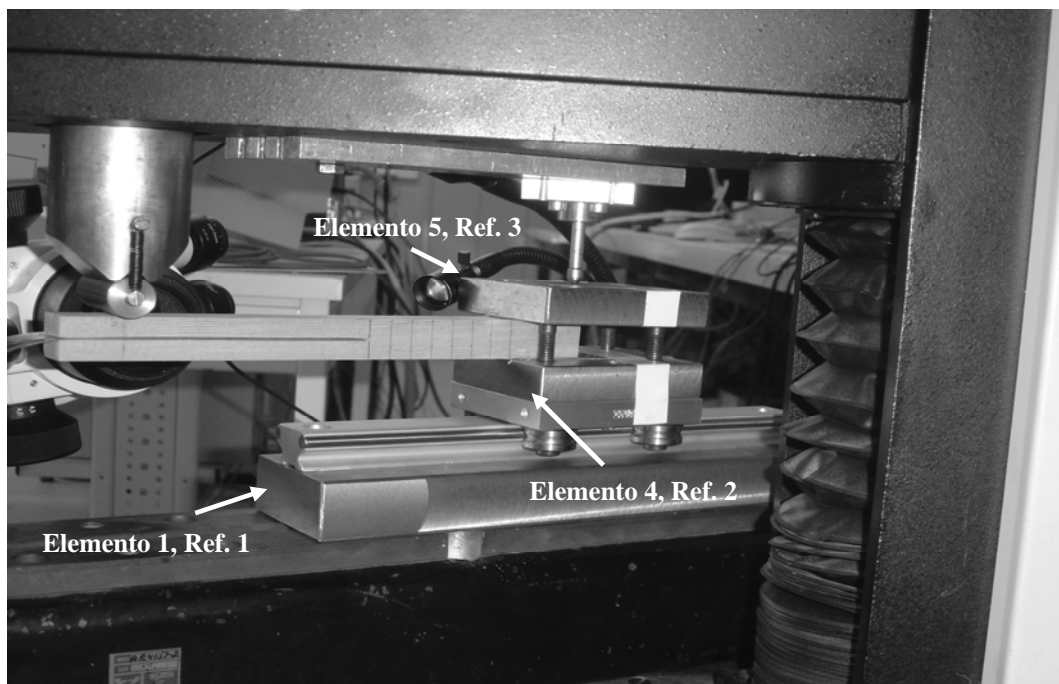
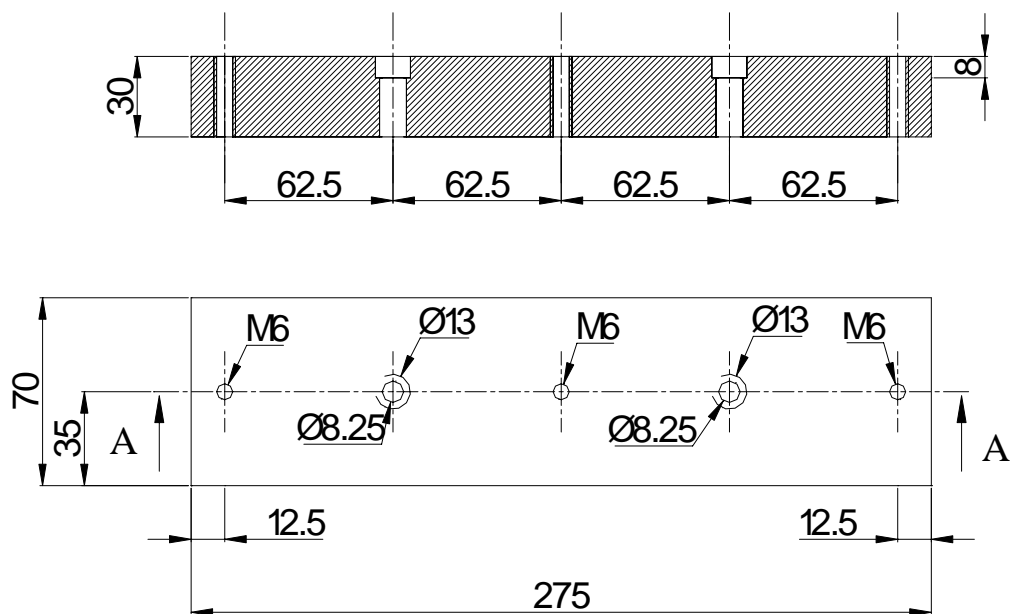
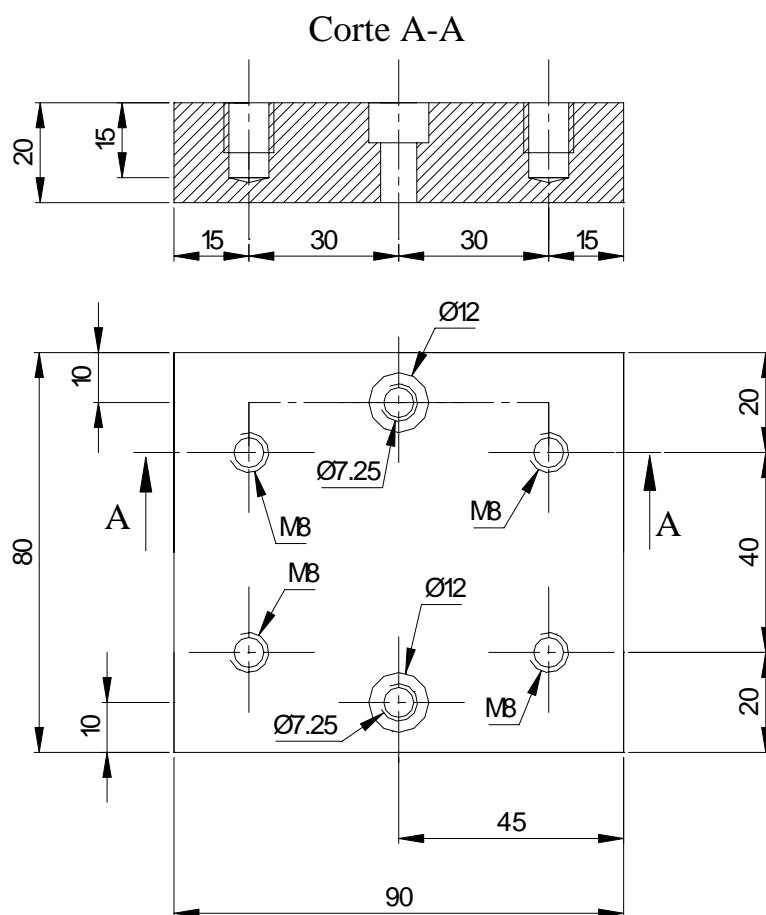


Figura B.1. Dispositivo de ensaios ELS

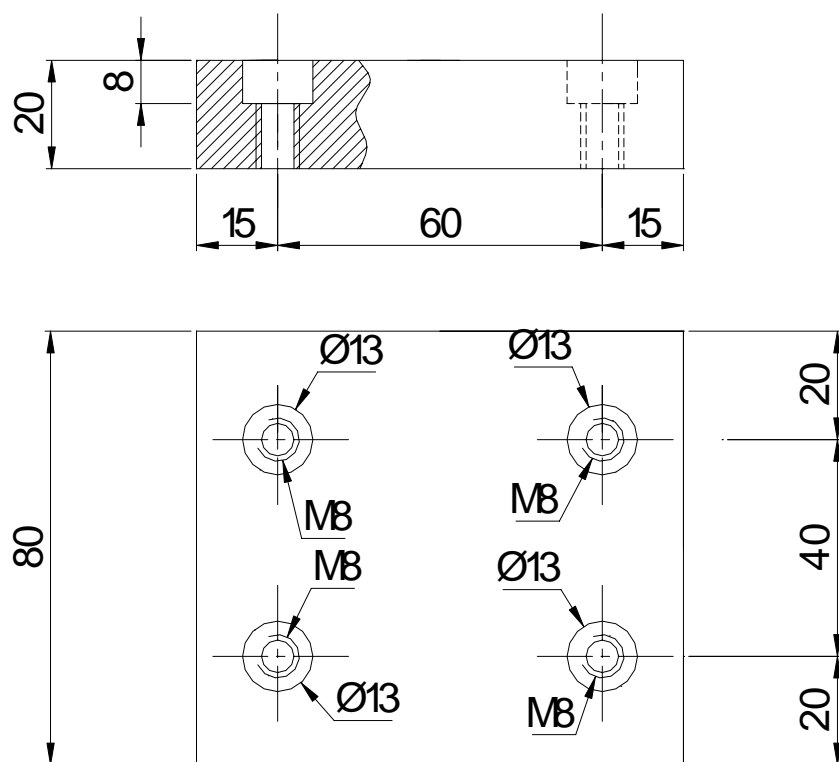
Corte A-A



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^a 1: Base	Data: 02/02/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo II		Base		



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Ref ^o 2: Placa de aperto inferior	Data: 02/02/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo II		Placa de aperto inferior		



Desenhado por: Manuel Silva	Verificado por:	Material: Aço de construção	Nome do ficheiro: Refª3: Placa de aperto superior	Data: 02/02/06
Dispositivo de ensaio de fractura em modo II		Placa de aperto superior		

REFERÊNCIAS

ASTM E399-83. *Plane-strain fracture toughness of metallic materials*. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 1990.

Barenblatt G.I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in Applied Mechanics*, 1962; 7: pp.55-129.

Barrett J.D., Foschi R.O. Mode II stress-intensity factors for cracked wood beams. *Engineering Fracture Mechanics*, 1977; 9: pp.371-378.

Beer G. An isoparametric joint/interface element for the analysis of fractured rock. *Int. J. Numer. Meth. Eng.*, 1985; 21: pp.585-600.

Branco C.M., Fernandes A.A., Castro P.M.S.T. *Fadiga de estruturas soldadas*. Fundação Calouste Gulbenkian, 2º edição, Lisboa, 1999.

Buchholz F-G, Rikards R, Wang H. Computational analysis of interlaminar fracture of laminated composites. *International Journal of Fracture*, 1997; 86: pp.37-57.

Carlsson L.A., Gillespie J.W., Pipes R.B. On the analysis and design of the end notched flexure (ENF) specimen for mode II testing. *Journal of Composite Materials*, 1986; 20: pp. 594-604.

Carvalho A. *Madeiras portuguesas – Estrutura anatómica, propriedades, utilizações*. Direcção Geral de Florestas, Vol. I, Lisboa, 1996.

Caumes P. Rupture d'un materiau anisotropique en conditions polymodales (Le bois). Tese de Doutorado, Universidade de Bordéus I, 1987.

Cicci D., Sharif F., Kortschot M.T., *Data reduction for the split cantilever beam mode III delamination test*, Proceedings of ICCM-10, 1995.

Coureau J.L., Gustafsson P.J., Persson K. Elastic layer model for application to crack propagation problems in timber engineering. *Wood Science and Technology*, 2005; aceite para publicação.

Davies P, editor. *Protocols for interlaminar fracture testing of composites*.ESIS-polymers & composites task group. IFREMER, Centre de Brest, 1993.

Davies P, Blackman B.R.K., Brunner A.J. *Mode II delamination*. In: Moore D.R., Pavan A, Williams J.G., editors. *Fracture mechanics testing methods for polymers adhesives and composites*. Elsevier, Amsterdam, London, New York, 2001: pp.307-334.

de Moura M.F.S.F., Gonçalves J.P.M., Marques A.T., Castro P.M.S.T. Modeling compression failure after low velocity impact on laminated composites using interface elements. *Journal of Composite Materials*, 1997; 31: pp.1462-1479.

de Moura M.F.S.F., Silva M.A.L., de Moraes A.B., Moraes J.J.L. Equivalent crack based mode II fracture characterization of wood. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006; 73 (8): pp. 978-993.

de Moura M.F.S.F., de Moraes A.B., Magalhães A.G. *Materiais compósitos: Materiais, fabrico e comportamento mecânico*. Pubblindústria, Porto, 2005.

Dinwoodie J.M. *Timber. Its nature and behaviour*. Van Nostrand Reinhold, 2 edition, 2000.

Donaldson S.L. Mode III interlaminar fracture characterization of composite materials, *Composites Science Technology*, 1988; 32: pp. 225-249.

Dourado N. Optimização de processos de enformação plástica de metais baseada em pesquisa evolucionária. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, Porto, 2001.

Dourado N.M., de Moura M.F.S.F., Morel S., Morais J.J.L., Valentin G. Método inverso de identificação dos parâmetros de um modelo coesivo de fractura da madeira *Pinus Pinaster Ait.* baseado em algoritmos genéticos. Métodos Numéricos en Ingenieria 2005, Aparício J.L.P *et al.* (Eds), actas do Congresso de Métodos Numéricos en Ingenieria (livro de resumos, contendo CD com artigos completos ISBN 84-95999-74-9).

Dugdale D.S. Yielding of steel sheets containing slits. *Journal of the Mechanics and Physics Solids*, 1960; 8: pp.100.

Ehart R.J.A., Stanzl-Tschegg S.E., Tschegg E.K. Mode III fracture energy of wood composites in comparison to solid wood. *Wood Science and Technology*, 1999; 33: pp. 391-405.

Fernlund G., Spelt J.K. Mixed-mode fracture characterization of adhesives joints. *Composites Science and Technology*, 1999; 50: pp.441-449.

Frühmann K., Reiterer A., Tschegg E.K., Tschegg S.E. Fracture characteristics of wood under mode I, mode II and mode III loading. *Philosophical Magazine A*, 2002; 82: pp.3289-3298.

Gibson L.J., Ashby M.F. *Cellular solids: Structure and properties*. Cambridge University Press, Cambridge, 1997.

Gonçalves J.P.M., de Moura M.F.S.F., Castro P.M.S.T., Marques A.T. Interface element including point-to-surface constraints for three-dimensional problems with damage propagation. *Engineering Computations: Int. J. Comp.-Aided Eng. Software*, 2000; 17: pp. 28-47.

Griffith A.A. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 1920; 221A: pp.163-198.

Guitard D. *Mécanique du matériau bois et composites*. Cepadues-Editions, 1987.

Gustafson P.J. Fracture mechanics studies of non-yielding materials like concrete. Report TVBM-1007, Lund Institute of Technology, 1985.

Irwin G.R. Fracture, encyclopaedia of physics, Vol. VI, Springer, Berlin, 1958.

Kageyama K, Kikuchi M, Yanagisawa N. Stabilized end notched flexure test: characterization of mode II interlaminar crack growth, 1991; ASTM STP1110: pp.210-225.

King M.J., Sutherland I.J., Le-Ngoc L. Fracture toughness of wet and dry *Pinus radiata*. *Holz als Roh-und Werkstoff*, 1999; 57: pp.235-240.

Kollman F.P.F., Côté W.A.Jr. Principles of wood science and technology - solid wood. Springer-Verlag, Berlin, 1984.

Lee S.M. An edge crack torsion method for mode III delamination fracture testing. *Journal of Composites Technology and Research*, 1993; 15(3): pp.193-201.

Li X., Carlsson L.A., Davies P. Influence of fiber volume fraction on mode III interlaminar fracture toughness of glass/epoxy composites. *Composites Science and Technology*, 2004; 64: pp.1279-1286.

Lousada J.L.P.C. Variação fenotípica e genética em características estruturais na madeira de *Pinus Pinaster*.Ait. Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Vila Real, 2000.

Martin R.H., Davidson B.D. Mode II fracture toughness evaluation using four point bend, end notched flexure test. *Plastic Rubber Composite*, 1999; 28(8): pp. 401-406.

Meguid S.A. *Engineering fracture mechanics*. Elsevier Applied Science, England, 1989.

Modeer M. A fracture mechanics approach to failure analysis of concrete materials. Report N° TVBM-1001, Lund Institute of Technology, 1979

Morel S. Effet d'échelle dans la rupture d'un matériau hétérogène (le bois). Tese de Doutorado, Universidade de Bordéus I, França, 1998.

Morel S, Bouchaud E, Schmittbuhl J, Valentin G. *R*-curve behaviour and roughness development of fracture surfaces. *International Journal of Fracture*, 2002; 114: pp.307-325.

Morel S, Dourado N, Valentin G, Morais J. Wood: a quasibrittle material *R*-curve behavior and peak load evaluation. *International Journal of Fracture*, 2005; 131: pp.385-400.

Oliveira J.M.Q. Aplicação do ensaio de arcan na determinação do comportamento ao corte da madeira de *Pinus pinaster* Ait. Dissertação de Mestrado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Portugal, Vila Real, 2004.

Orowan E. Energy criteria of fracture. *Welding J.*, 1950; 34: pp.1575-1605.

Pereira J.L. Comportamento mecânico da madeira em tracção nas direcções de simetria material. Dissertação de Mestrado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Portugal, Vila Real, 2005.

Petersson, P.E. Crack growth and development of fracture zones in plain concrete and similar materials. Report TVBM- 1007, Lund Institute of Technology, 1981.

Reiterer A. The influence of temperature on the mode I fracture behaviour of wood. *Journal of Materials Science Letters*, 2001; 20: pp.1905-1907.

Reiterer A., Burgert I., Sinn G., Tschegg S. The radial reinforcement of the wood structure and its implication on mechanical and fracture mechanical properties-a comparison between two tree species. *Journal of Materials Science*, 2002; 37: pp.935-940.

Ribeiro P, Silva M.A.L, Morais J.L, de Moura M.F.S.F. Estudo numérico e experimental do ensaio DCB aplicado à madeira de *Pinus Pinaster* Ait. *Proceedings da XXXII Jornadas Sulamericanas de Engenharia Estrutural*, Campinas, Brasil, 2006.

Ribeiro P, Silva M.A.L, Morais J.L., de Moura M.F.S.F. Análise por elementos finitos do ensaio DCB aplicado à madeira de *Pinus Pinaster* Ait”, *Mecânica Experimental*, 2006; Nº12: pp. 49-57.

Russell A.J., Street K.N. Moisture and temperature effects on the mixed-mode delamination fracture of unidirectional graphite/epoxy, 1985; ASTM STP 876: pp.349-370.

Rybicki E.F., Kanninen M.F. A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral, *Engineering Fracture Mechanics*, 1977; 9: pp.931–938.

Schuecker C, Davidson B.D. Evaluation of the accuracy of the four-point bend end-notched flexure test for mode II delamination toughness determination. *Composites Science Technology*, 2000; 60: pp.2137-2146.

Silva M.A.L., de Moura M.F.S.F., Morais J.J.L. Numerical analysis of the ENF test on the mode II fracture of wood. Proceedings of the III conference of the European Society for Wood Mechanics, 2004, pp.77-84.

Silva M.A.L., de Moura M.F.S.F., Morais, J.J.L. Análise por elementos finitos do ensaio ECT (Edge Crack Torsion) para a determinação das propriedades de fractura da madeira *Pinus pinaster* Ait. em puro modo III. Livro de actas dos resumos do 6º Congresso Nacional de Mecânica Experimental, Mário P. Vaz *et al* (editores), 2005, pp.207-209.

Silva M.A.L., de Moura M.F.S.F., Morais J.J.L. Numerical analysis of the ENF test for mode II wood fracture. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 2006; 37: pp. 1334-1344.

Smith I., Landis E., Gong M. *Fracture and fatigue in wood*. John Wiley & Sons Ltd, Chichester, 2003.

Stanzl-Tschegg S.E., Tan D.M., Tschegg E.K. New splitting method for wood fracture characterization. *Wood Science and Technology*, 1995; 29: pp.31-50.

Tanaka K, Kageyama K, Hojo M. Prestandardization study on mode II interlaminar fracture toughness test for CFRP in Japan. *Composites*, 1995; 26(4): pp.243-255.

Vasic S, Smith I. Bridging crack model for fracture of spruce. *Engineering Fracture Mechanics*, 2002; 69: pp.745-760.

Wang H, Vu-Khanh T. Use of end-loaded-split (ELS) test to study stable fracture behaviour of composites under mode II loading. *Composite Structures*, 1996; 36: pp.71-79.

Wang Y, Williams J.G. Corrections for mode II fracture toughness specimens of composite materials. *Composites Science and Technology*, 1992; 43: pp.251-256.

Westergaard H.M. Bearing pressure and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 1939; 61: pp.A49.

Xavier J.C. Caracterização ao corte da madeira usando o ensaio de Iosipescu. Dissertação de Mestrado, Universidade de Trás-os-Montes e Alto Douro, Portugal, Vila Real, 2003.

Yoshihara H, Kawamura T. Mode I fracture toughness estimation of wood by DCB test. *Composites Part A: applied science and manufacturing*, 2006; aceite para publicação.

Yoshihara H, Ohta M. Measurement of mode II fracture toughness of wood by the end-notched flexure test. *Journal of Wood Science*, 2000; 46: pp.273-278.

Yoshihara H. Influence of span/depth ratio on the measurement of mode II fracture toughness of wood by end-notched flexure test. *Journal of Wood Science*, 2001; 47: pp.8-12.

Yoshihara H. Mode II *R*-curve of wood measured by 4-ENF test. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004; 71: pp.2065-2077.

Yoshihara H. Examination of the 4-ENF test for measuring the mode III *R*-curve of wood. *Engineering Fracture Mechanics*, 2006; 73: pp.42-63.

Zhang S.Y. Wood specific gravity-mechanical property relationship at species level. *Wood Science and Technology*, 1997; 31(3): pp.181-191.

Zink A.G, Pellicane J, Shuler C.E. Ultrastructural analysis of softwood fracture surfaces. *Wood Science and Technology*; 1994; 28: pp.329-338.